



SAPIENZA
UNIVERSITÀ DI ROMA

Modellazione in alta frequenza delle linee e delle stazioni isolate in aria per i livelli di tensione 132 e 150 kV

**Dipartimento di Ingegneria Astronautica, Elettrica ed Energetica
Dottorato in Ingegneria Elettrica, dei Materiali e delle Nanotecnologie
(EMNE) – Ciclo XXXV**

Dottorando
Giuseppe Pelliccione
Matricola 1628109

Tutor
Prof. Salvatore Celozzi

Ottobre 2023

Tesi difesa il 29 gennaio 2024

**Modellazione in alta frequenza
delle linee e delle stazioni isolate in aria
per i livelli di tensione 132 e 150 kV**

Tesi di dottorato. Sapienza – Università di Roma

ISBN: -

© 2023 Giuseppe Pelliccione. Tutti i diritti riservati.

Versione: 29 gennaio 2024

Email dell'autore: giuseppe.pelliccione@gmail.com

*A mia moglie,
che ha sempre creduto in me.*

*Fin tanto che una disciplina scientifica
presenta una grande quantità di problemi,
essa continua ad essere viva.*
David Hilbert (1862-1943)

Sommario

Introduzione.....	I
1. Linee elettriche aeree 132-150 kV	1
1.1 Tipologie di linee elettriche aeree 132-150 kV	1
1.2 Conduttori flessibili in corda	2
1.3 Campate di linea.....	3
1.4 Calcolo dei parametri di linea.....	6
1.5 Parametri delle linee elettriche aeree 132-150 kV.....	12
1.6 Modello di linea a costanti distribuite non dipendenti dalla frequenza.....	22
1.7 Modello di linea trifase trasposta di Clarke	27
1.8 Modello di linea multi-conduttore a costanti distribuite non dipendenti dalla frequenza	29
1.9 Modello di linea multi-conduttore non trasposta di K.C. Lee	31
1.10 Modello di linea multi-conduttore a parametri distribuiti dipendenti dalla frequenza	35
1.11 Modello di linea a parametri distribuiti dipendenti dalla frequenza di J.R. Marti	36
1.12 Effetto corona	43
1.13 Caratteristiche della corrente di fulmine.....	44
1.14 Sovratensioni per difetto di schermatura di una linea elettrica aerea 132-150 kV	50
1.15 Bibliografia	64
2. Dispensori di terra.....	69
2.1 Dispensori di terra di tipo concentrato	69
2.2 Dispensori di terra di tipo esteso	72
2.3 Contrappesi di tipo radiale	74
2.4 Calcolo della resistenza di dispersione a frequenza industriale.....	77
2.5 Modelli di dispersori di terra di tipo concentrato con ionizzazione del terreno	81
2.6 Modelli di dispersori di terra di tipo esteso.....	82
2.7 Impianto di terra di stazione.....	97
2.8 Bibliografia	99
3. Armamenti per amarro e sospensione 132-150 kV	101
3.1 Modello equivalente di una catena di isolatori a cappa e perno	101
3.2 Modelli di scarica in aria su lunghe distanze	105
3.2.1 Metodi integrali.....	106

3.2.2	Metodi basati su modelli fisici	107
3.3	Il modello di Motoyama	111
3.4	Modelli di scarica in aria per armamenti unificati Terna.....	114
3.5	Bibliografia	125
4.	Sostegni delle linee elettriche aeree 132-150 kV	127
4.1	Sostegni unificati Terna per linee elettriche aeree 132-150 kV	127
4.2	Modelli dei sostegni delle linee elettriche aeree.....	132
4.3	Modelli analitici	133
4.3.1	Modello di Jordan e Takahashi.....	135
4.3.2	Modello di Sargent e Darveniza	136
4.3.3	Modello di Chisholm e altri	144
4.3.4	Modello di Hara e Yamamoto.....	148
4.3.5	Modelli “multistory”	156
4.4	Velocità di propagazione dei sostegni 132-150 kV	156
4.5	Sovratensioni per scarica di ritorno sulle linee elettriche aeree 132-150 kV.....	160
4.6	Tasso di scarica di ritorno delle linee elettriche aeree 132-150 kV.....	170
4.7	Bibliografia	174
5.	Apparecchiature e componenti delle stazioni elettriche 132-150 kV	179
5.1.	Stazioni elettriche 132-150 kV	179
5.2.	Scaricatori di sovratensione ad ossidi metallici (MOSA).....	183
5.2.1	Modelli in bassa frequenza degli scaricatori ad ossidi metallici.....	183
5.2.2	Modelli in alta frequenza degli scaricatori ad ossidi metallici.....	185
5.2.3	Sovraccarico energetico degli scaricatori ad ossidi metallici.....	196
5.3.	Trasformatori di misura.....	198
5.3.1	Trasformatori di tensione (TV)	198
5.3.2	Bobine di sbarramento	202
5.3.3	Trasformatori di corrente (TA)	203
5.4.	Apparecchiature di manovra	204
5.4.1	Interruttori di alta tensione	204
5.4.2	Sezionatori di alta tensione	206
5.5.	Livelli di tenuta a impulso atmosferico delle apparecchiature	209
5.6.	Collegamenti di stazione	212
5.7.	Bibliografia	218
6.	Autotrasformatori 400/135-155 kV	221

6.1	Caratteristiche costruttive dei trasformatori di alta tensione	221
6.2	Isolatori passanti a condensatore	228
6.3	Modello a frequenza industriale degli ATR 400/135-155 kV	229
6.4	Modello in alta frequenza degli ATR 400/135-155 kV	237
6.5	Sovratensioni trasferite	247
6.6	Bibliografia	248
7.	Coordinamento dell'isolamento nelle stazioni 132-150 kV	249
7.1	Dispositivi di limitazione delle sovratensioni in stazione	249
7.2	Sovratensioni transitorie di origine atmosferica in stazione	252
7.2.1	Sovratensioni in stazione con tutti gli stalli linea e trasformatore in servizio	266
7.2.2	Sovratensioni in stazione con due stalli linea e un solo stallo trasformatore in servizio.....	272
7.2.3	Sovratensioni in stazione con MOSA in arrivo linea.....	277
7.3	Bibliografia	281
	Conclusioni.....	283

Introduzione

La Rete di Trasmissione Nazionale dell'energia elettrica ha assunto nel tempo una struttura gerarchica dovuta alla scelta di concentrare la generazione in punti limitati di elevata potenza con collegamento diretto al sistema ad altissima tensione, per poi arrivare alla distribuzione a tensioni inferiori fino alle cabine primarie. La rete di alta tensione attualmente gestita da Terna è strutturata in due principali sotto-reti connesse tra loro: una rete di trasmissione suddivisa nei due livelli 220 e 380 kV, e una rete di sub-trasmissione a sua volta suddivisa nei due livelli 132 e 150 kV, conservando una distinzione storica tra le aziende elettriche del nord e quelle del centro-sud prima della nazionalizzazione dell'ENEL.

Negli ultimi anni la sempre maggiore integrazione di nuove fonti energetiche rinnovabili (in particolare solare ed eolico) ha stravolto la struttura gerarchica tradizionale orientando la rete elettrica italiana verso una generazione diffusa con inserimenti in rete anche in bassa tensione, avvicinando in questo modo il consumo alla generazione; addirittura, non è infrequente il caso di inversioni dei flussi di potenza con trasferimento dell'energia dai livelli di tensione più bassi a quelli più alti. Di conseguenza, i transiti di energia sulla rete di trasporto ad altissima tensione sono destinati a ridursi nel tempo, relegando di fatto tale rete a un ruolo secondario rispetto alle reti di sub-trasmissione a 132-150 kV. In questo nuovo scenario possiamo considerare concluso il processo di innalzamento della tensione di trasporto, un tempo legato alla necessità di trasferire notevoli quantità di energia dai centri di produzione ai nodi di carico, mentre assumono un ruolo strategico le reti di sub-trasmissione a 132-150 kV, sia per l'immissione diretta in rete dell'energia prodotta dalla generazione diffusa, sia per garantire la stabilità e la continuità del servizio nelle situazioni in cui le generazioni diffuse possano essere in difficoltà.

Per garantire la continuità del servizio nelle reti di sub-trasmissione è fondamentale il corretto coordinamento dell'isolamento sia nei riguardi delle sovratensioni di origine interna, sia nei riguardi delle sovratensioni di origine esterna. La rete elettrica italiana è caratterizzata da una notevole magliatura, elevate potenze di cortocircuito e lunghezze modeste delle linee. Una rete con tali caratteristiche presenta sovratensioni temporanee e di manovra tipicamente contenute e quindi poco significative dal punto di vista del coordinamento dell'isolamento; d'altra parte, per le linee elettriche aeree con tensione massima pari a 300 kV le sovratensioni di origine atmosferica sono quelle che determinano la tenuta ad impulso degli isolamenti, mentre le sovratensioni di manovra sono poco significative. Per una stima attendibile dei tassi di guasto in linea e in stazione conseguenti alla fulminazione diretta dei conduttori di fase e delle funi di guardia delle linee elettriche aeree 132-150 kV, risulta fondamentale la corretta modellazione di tutti i componenti della rete di sub-trasmissione alle frequenze caratteristiche delle sovratensioni di origine atmosferica.

Per la modellazione dei componenti di rete è stato utilizzato il software ATP (Alternative Transients Program). ATP è uno dei più diffusi software per la simulazione digitale dei transitori elettromagnetici nei sistemi elettrici di potenza. ATP nasce nel 1984 come alternativa non commerciale al software EMTP (Electromagnetic Transients Program), e sin da allora è stato continuamente sviluppato attraverso contributi internazionali coordinati dal Canadian/American EMTP User Group. ATP è in grado di calcolare le variabili di interesse in una rete elettrica,

risolvendo nel dominio del tempo le equazioni differenziali che descrivono il sistema, a partire da una soluzione iniziale a regime permanente nel dominio dei fasori. Le librerie di ATP consentono di rappresentare la maggior parte dei componenti della rete di sub-trasmissione a 132-150 kV, e nei restanti casi mettono a disposizione tutti i componenti elementari per la costruzione di modelli complessi. In aggiunta alle librerie di componenti, ATP integra un potente linguaggio di programmazione, denominato MODELS, che consente di rappresentare e simulare qualsiasi sistema tempo-variante; inoltre, ATP dispone di un certo numero di routine di supporto (LINE CONSTANTS, JMARTI Setup, BCTRAN, etc.) che consentono di ricavare facilmente tutti i parametri necessari per la costruzione dei modelli dei componenti di rete, a partire dalle loro caratteristiche geometriche oppure dalla documentazione di omologazione e collaudo. Dal momento che ATP è stato sviluppato da una copia originale di EMTP della BPA (Bonneville Power Administration) di Portland, Oregon (USA), nel seguito si parlerà genericamente di ATP-EMTP.

Il presente lavoro di tesi, basato sull'analisi della letteratura tecnica e della documentazione di omologazione e collaudo, fornisce tutte le informazioni necessarie alla corretta modellazione in ATP-EMTP dei componenti della rete di sub-trasmissione a 132-150 kV in un intervallo di frequenze compreso tra 20 kHz e 1 MHz. I modelli elaborati possono essere impiegati negli studi di coordinamento dell'isolamento della Rete di Trasmissione Nazionale dell'energia elettrica.

Si riporta di seguito una breve sintesi dei contenuti:

- Capitolo 1: vengono analizzati criticamente i principali modelli di linea elettrica aerea a parametri distribuiti disponibili nella libreria di ATP-EMTP, e vengono forniti tutti i parametri elettrici e dimensionali per la corretta modellazione delle linee elettriche aeree 132-150 kV; inoltre, vengono analizzate le caratteristiche delle correnti di fulmine e vengono analizzati i fenomeni di propagazione delle sovratensioni di origine atmosferica, a seguito di fulminazione diretta di un conduttore di fase della linea senza cedimento dell'isolamento.
- Capitolo 2: vengono descritte le principali tipologie di dispersori di tipo concentrato ed esteso dei sostegni delle linee elettriche aeree 132-150 kV, e vengono forniti tutti i parametri elettrici e dimensionali per la corretta modellazione degli stessi; inoltre, vengono fornite le caratteristiche costruttive e geometriche degli impianti di terra delle stazioni di trasformazione 380/132-150 kV.
- Capitolo 3: vengono descritti gli armamenti di amarro e sospensione delle linee elettriche aeree 132-150 kV, nonché gli armamenti di amarro al portale di stazione con corna spinterometriche, e vengono forniti tutti i parametri elettrici e dimensionali per la corretta modellazione del processo di scarica in aria per sovratensioni impulsive ai capi delle catene di isolatori.
- Capitolo 4: vengono analizzati criticamente i principali modelli analitici disponibili in letteratura per la rappresentazione dei fenomeni di propagazione dei transitori elettromagnetici lungo i sostegni delle linee aeree, e vengono forniti tutti i parametri elettrici e geometrici per la corretta modellazione delle principali tipologie di sostegni di linea e portali di stazione per i livelli di tensione 132-150 kV; inoltre, viene effettuato il calcolo del tasso di guasto per scarica di ritorno (BFR) di una tipica linea elettrica aerea 132-150 kV, in terreni a resistività medio-alta.

- Capitolo 5: vengono ricavati i modelli in alta frequenza di tutti i componenti e le apparecchiature di stazione (interruttori, sezionatori, trasformatori di misura, scaricatori di sovratensione) per i livelli di tensione 132-150 kV; inoltre, vengono fornite le caratteristiche elettriche e dimensionali dei collegamenti in corda e in tubo degli stalli linea, trasformatore, e del sistema di sbarre collettrici di stazione.
- Capitolo 6: vengono analizzate le caratteristiche costruttive dei trasformatori e autotrasformatori di alta tensione e viene ricavato il modello in alta frequenza degli autotrasformatori 400/135-155 kV, che consente di simulare sia il comportamento transitorio ai terminali di macchina in presenza di sovratensioni in arrivo dalle linee, sia le sovratensioni trasferite da un livello di tensione ad un altro.
- Capitolo 7: viene effettuato lo studio di coordinamento dell'isolamento della sezione 132-150 kV di una tipica stazione di trasformazione Terna, con l'ausilio del metodo deterministico già utilizzato in passato da ENEL per la definizione dei livelli di isolamento della Rete di Trasmissione Nazionale; vengono illustrati, inoltre, i vantaggi dell'impiego di scaricatori di sovratensione ad ossidi metallici in arrivo linea in luogo delle corna spinterometriche sugli armamenti di amarro al portale di stazione.

1. Linee elettriche aeree 132-150 kV

Nel presente capitolo vengono descritti criticamente i principali modelli di linea elettrica aerea multi-conduttore implementati nel software ATP-EMTP. I modelli analizzati consentono la corretta rappresentazione delle linee elettriche aeree nell'intervallo di frequenze di interesse per lo studio delle sovratensioni di origine atmosferica¹. Vengono forniti, inoltre, tutti i parametri elettrici e dimensionali necessari per la corretta modellazione in ATP-EMTP delle linee elettriche aeree per i livelli di tensione 132-150 kV.

1.1 Tipologie di linee elettriche aeree 132-150 kV

Nel progetto unificato Terna² sono attualmente previste le seguenti tipologie di linee elettriche aeree per i livelli di tensione 132-150 kV:

- Linee a semplice e doppia terna con conduttori ACSR Ø22,8 mm a tiro pieno;
- Linee a semplice e doppia terna con conduttori ACSR Ø31,5 mm a tiro ridotto;
- Linee a semplice e doppia terna con conduttori ACSR Ø31,5 mm a tiro pieno.

Le linee a semplice terna con conduttori ACSR Ø22,8 mm a tiro pieno sono state le prime ad essere realizzate sui livelli di tensione 132-150 kV. La necessità di incrementare la capacità di trasporto delle linee ha portato, in seguito, alla sostituzione del conduttore ACSR Ø22,8 mm con il conduttore ACSR Ø31,5 mm, mantenendo invariate le utilizzazioni dei conduttori e le tipologie di sostegni (linee a semplice terna con conduttori ACSR Ø31,5 mm a tiro ridotto).

A partire dal 2007 vengono realizzate linee con conduttori ACSR Ø31,5 mm a tiro pieno che, a pari altezza utile, consentono di realizzare campate più lunghe. Le linee in doppia terna, invece, consentono di incrementare la capacità di trasporto della linea, utilizzando le servitù di passaggio esistenti senza necessità di autorizzarne di nuove, ma al momento non vengono impiegate per la realizzazione di nuovi elettrodotti.

Sulla base delle precedenti osservazioni, verranno modellate in ATP-EMTP solo le tipologie di linee elettriche aeree 132-150 kV attualmente più diffuse sul territorio nazionale, ovvero:

- Linee a semplice terna con conduttori ACSR Ø22,8 mm a tiro pieno;
- Linee a semplice terna con conduttori ACSR Ø31,5 mm a tiro ridotto.

I criteri di modellazione definiti nel seguito potranno essere estesi senza difficoltà anche alle altre tipologie di linee aeree previste nel progetto unificato Terna.

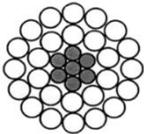
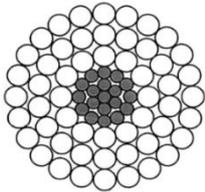
¹ Tipicamente 20 kHz ÷ 1 MHz. I modelli di linea di trasmissione implementati in ATP-EMTP ipotizzano una propagazione delle onde in modo quasi-TEM; nelle linee elettriche aeree di alta tensione la propagazione in modo quasi-TEM è dominante fino a circa 500 kHz, tuttavia può essere ragionevolmente estesa fino ad alcuni MHz.

² Terna è il gestore della Rete di Trasmissione Nazionale dell'energia elettrica.

1.2 Conduttori flessibili in corda

La Tabella 1.1 riporta la formazione e le caratteristiche elettriche dei conduttori flessibili in corda di alluminio-acciaio (ACSR) impiegati come conduttori di fase nelle linee elettriche aeree per i livelli di tensione 132-150 kV [1, 2].

Tabella 1.1: Caratteristiche dei conduttori in corda di alluminio-acciaio (ACSR)

				
Diametro esterno alluminio		mm	22,8	31,5
Diametro interno alluminio		mm	8,4	10,5
Formazione	Alluminio	-	26 x 3,60	54 x 3,50
	Acciaio	-	7 x 2,80	19 x 2,10
Sezioni teoriche [mm ²]	Alluminio	-	264,6	519,5
	Acciaio	-	43,1	65,8
	Totale	-	307,7	585,3
Resistenza elettrica in corrente continua a 20 °C		Ω/km	0,109	0,05564

La Tabella 1.2 riporta la formazione e le caratteristiche elettriche dei conduttori flessibili in acciaio rivestito di alluminio (Alumoweld o ACS) impiegati come funi di guardia nelle linee elettriche aeree per i livelli di tensione 132-150 kV [3]. La fune di guardia protegge i conduttori di fase dalle fulminazioni dirette, inoltre, essendo direttamente ancorata al cimino, contribuisce a drenare verso il dispersore di terra del sostegno le correnti di fulmine³.

Tabella 1.2: Caratteristiche dei conduttori in acciaio rivestito di alluminio (Alumoweld o ACS)

			
Diametro esterno		mm	11,5
Sezione teorica		mm ²	80,65
Formazione		-	7 x 3,83
Resistenza elettrica in corrente continua a 20 °C		Ω/km	1,052

³ In alternativa alle funi di guardia tradizionali di tipo ACS, negli ultimi anni vengono impiegate nuove funi di guardia incorporanti fibre ottiche (OPGW), che uniscono le caratteristiche proprie delle corde di guardia (effetto schermante) con la possibilità di creare collegamenti in fibra ottica tra due stazioni, per la trasmissione di segnali e dati. Dal punto di vista elettrico la presenza delle fibre ottiche è invariante, fatta eccezione per il fatto che in corrispondenza dei sostegni di amarro il passaggio fra due tratte consecutive avviene attraverso una cassetta di giunzione all'interno della quale viene realizzata la continuità ottica di ciascuna fibra, mediante saldatura laser.

1.3 Campate di linea

Negli studi di coordinamento dell'isolamento in stazione vengono normalmente rappresentate solo le ultime campate di una linea elettrica aerea, in quanto il rischio di cedimento dell'isolamento in stazione dovuto a sovratensioni di origine atmosferica in arrivo dalle linee è massimo quando la fulminazione si verifica entro alcuni chilometri dalla stazione.

Si ipotizza che il tratto terminale della linea sia in rettilineo su terreno pianeggiante. Vengono impiegati sostegni per sospensione lungo linea e un sostegno di amarro alla terminazione della linea, detto "capolinea". Il sostegno capolinea precede il portale di stazione, realizzato mediante un sostegno speciale che, per la particolare configurazione del gruppo mensole, è detto "palo gatto".

La Figura 1.1 mostra i gruppi mensole dei sostegni di linea e del portale di stazione per i livelli di tensione 132-150 kV, con indicazione della posizione dei conduttori di fase e delle funi di guardia [4 - 6]. I conduttori di fase sono ancorati alle mensole dei sostegni mediante catene di isolatori a cappa e perno. Le funi di guardia sono messe a terra in corrispondenza di ciascun sostegno di linea e del palo gatto.

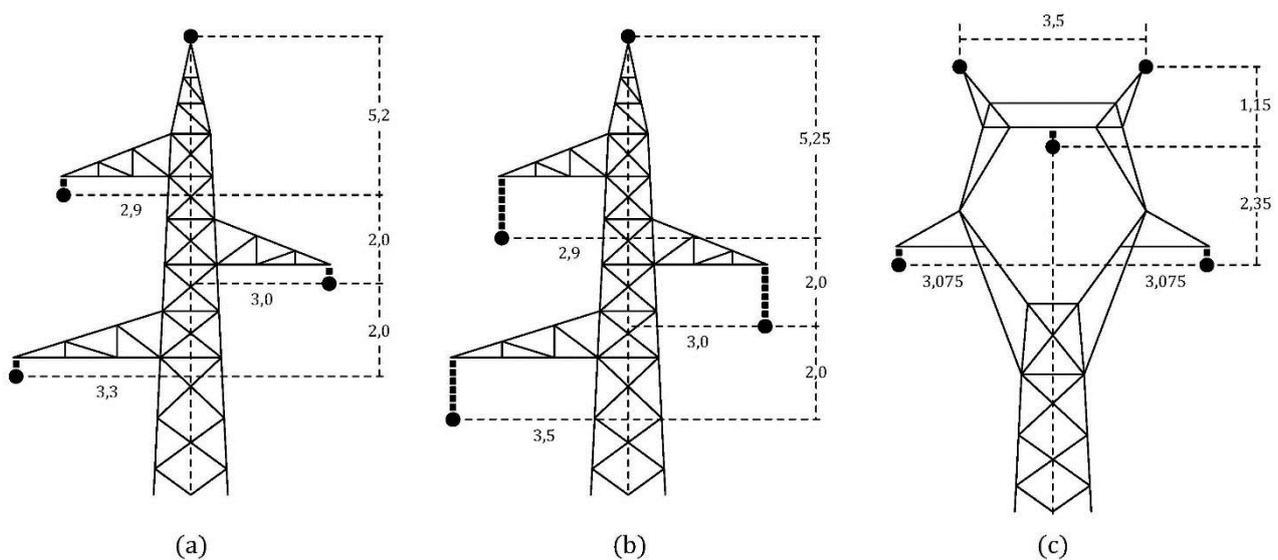


Figura 1.1: Particolare dei gruppi mensole dei sostegni per i livelli di tensione 132-150 kV. (a) Sostegno di amarro. (b) Sostegno per sospensione. (c) Portale di stazione o "palo gatto".

La Tabella 1.3 riporta le caratteristiche di una campata media di una linea aerea 132-150 kV, nell'ipotesi di linea in rettilineo su terreno pianeggiante [7 - 9]. L'altezza utile di un sostegno tiene conto sia del rischio di scarica verso terra, sia dei possibili effetti sull'uomo causati dall'esposizione a campi elettrici intensi⁴.

⁴ L'altezza utile è la distanza tra il conduttore più basso di una linea aerea e il piano di campagna. Nei sostegni di amarro viene misurata dal piano inferiore della mensola più bassa, mentre nei sostegni per sospensione viene misurata dall'estremità inferiore della catena di isolatori.

Tabella 1.3: Caratteristiche di una campata di linea aerea 132-150 kV

		ACSR Ø22,8	ACSR Ø31,5	ACS Ø11,5
Campata media	m	350	350	350
Freccia del conduttore a metà campata ⁵	m	8,4	13,4	7,4
Altezza utile dei sostegni di linea ⁶	m	18	21	18 o 21
Altezza utile del palo gatto	m	15	15	15

Le Tabelle 1.4 e 1.5 riportano la disposizione dei conduttori di fase e delle funi di guardia sui sostegni di linea (di amarro e per sospensione) e sul palo gatto, equipaggiati con conduttore ACSR Ø22,8 a tiro pieno. Le distanze sono espresse rispetto al centro dei conduttori⁷.

Tabella 1.4: Sostegni di linea. Disposizione fasi e funi di guardia, conduttore ACSR Ø22,8 a tiro pieno

Distanza orizzontale del conduttore di fase dall'asse verticale del sostegno:		
- Fase 4		3
- Fase 12	m	-2,9
- Fase 8		-3,5
Altezza del conduttore di fase rispetto al terreno, in corrispondenza del sostegno:		
- Fase 4		20
- Fase 12	m	22
- Fase 8		18
Distanza orizzontale della fune di guardia dall'asse verticale del sostegno	m	0
Altezza della fune di guardia rispetto al terreno, in corrispondenza del sostegno	m	27,3

Tabella 1.5: Palo gatto. Disposizione fasi e funi di guardia, conduttore ACSR Ø22,8 a tiro pieno

Distanza orizzontale del conduttore di fase dall'asse verticale del sostegno:		
- Fase 4		3,1
- Fase 12	m	0
- Fase 8		-3,1
Altezza del conduttore di fase rispetto al terreno, in corrispondenza del sostegno:		
- Fase 4		15
- Fase 12	m	17,3
- Fase 8		15
Distanza orizzontale della fune di guardia dall'asse verticale del sostegno:		
- Fune di guardia 1		1,8
- Fune di guardia 2	m	-1,8
Altezza della fune di guardia rispetto al terreno, in corrispondenza del sostegno:		
- Fune di guardia 1		18,5
- Fune di guardia 2	m	18,5

⁵ La freccia del conduttore a metà campata è calcolata in condizione EDS (Every Day Stress), detta anche condizione base, con conduttore scarico e temperatura ambiente pari a 15 °C.

⁶ L'altezza utile indicata in tabella garantisce il rispetto del franco minimo da terra del conduttore più basso della linea, in condizioni di freccia massima e per una campata media pari a 350 m. La serie di sostegni di linea per conduttore ACSR Ø22,8 a tiro pieno può essere equipaggiata anche con conduttori ACSR Ø 31,5 a tiro ridotto. In questo caso, a pari campata media della linea l'altezza utile dei sostegni è maggiore.

⁷ Per convezione, la sequenza delle fasi è indicata con 4-12-8 da destra verso sinistra, guardando la linea dal portale di stazione.

Le Tabelle 1.6 e 1.7 riportano la disposizione dei conduttori di fase e delle funi di guardia sui sostegni di linea (di amarro e per sospensione) e sul palo gatto, equipaggiati con conduttore ACSR Ø31,5 a tiro ridotto. Le distanze sono espresse rispetto al centro dei conduttori⁸.

Tabella 1.6: Sostegni di linea. Disposizione fasi e funi di guardia, conduttore ACSR Ø31,5 tiro ridotto

Distanza orizzontale del conduttore di fase dall'asse verticale del sostegno:		
- Fase 4	m	3
- Fase 12		-2,9
- Fase 8		-3,5
Altezza del conduttore di fase rispetto al terreno, in corrispondenza del sostegno:		
- Fase 4	m	23
- Fase 12		25
- Fase 8		21
Distanza orizzontale della fune di guardia dall'asse verticale del sostegno	m	0
Altezza della fune di guardia rispetto al terreno, in corrispondenza del sostegno	m	30,3

Tabella 1.7: Palo gatto. Disposizione fasi e funi di guardia, conduttore ACSR Ø31,5 tiro ridotto

Distanza orizzontale del conduttore di fase dall'asse verticale del sostegno:		
- Fase 4	m	3,1
- Fase 12		0
- Fase 8		-3,1
Altezza del conduttore di fase rispetto al terreno, in corrispondenza del sostegno:		
- Fase 4	m	15
- Fase 12		17,3
- Fase 8		15
Distanza orizzontale della fune di guardia dall'asse verticale del sostegno:		
- Fune di guardia 1	m	1,8
- Fune di guardia 2		-1,8
Altezza della fune di guardia rispetto al terreno, in corrispondenza del sostegno:		
- Fune di guardia 1	m	18,5
- Fune di guardia 2		18,5

⁸ Per convezione, la sequenza delle fasi è indicata con 4-12-8 da destra verso sinistra, guardando la linea dal portale di stazione.

1.4 Calcolo dei parametri di linea

Con riferimento a un conduttore di lunghezza infinita su terreno lineare, omogeneo, isotropo e dissipativo, è noto che se l'altezza del conduttore è trascurabile in relazione alla lunghezza d'onda nello spazio libero e il terreno è un buon conduttore alle frequenze di interesse, allora la propagazione in modo quasi-TEM è dominante. Queste condizioni sono generalmente verificate nei sistemi in bassa frequenza⁹ [10].

La routine LINE CONSTANTS¹⁰ implementata in ATP-EMTP è in grado di calcolare i coefficienti della matrice delle impedenze $[Z']$ e della matrice delle ammettenze $[Y']$ per unità di lunghezza di una linea elettrica aerea, nota la geometria della linea e le caratteristiche dei conduttori e del terreno. La routine LINE CONSTANTS tiene conto della dipendenza dalla frequenza dei parametri delle matrici $[Z']$ e $[Y']$. La frequenza di calcolo può essere definita dall'utente in un intervallo compreso tra 10^{-4} Hz e 500 kHz.

Per una linea elettrica aerea con un numero qualsiasi di conduttori, i coefficienti della matrice delle impedenze $[Z']$ per unità di lunghezza possono essere espressi come¹¹:

$$\begin{aligned} Z'_{ii}(\omega) &= R'_{ii}(\omega) + j\omega L'_{ii}(\omega) \\ Z'_{ik}(\omega) &= R'_{ik}(\omega) + j\omega L'_{ik}(\omega) \end{aligned} \quad (1.1)$$

Allo stesso modo, i coefficienti della matrice delle ammettenze $[Y']$ per unità di lunghezza possono essere espressi come:

$$\begin{aligned} Y'_{ii}(\omega) &= G'_{ii}(\omega) + j\omega C'_{ii}(\omega) \\ Y'_{ik}(\omega) &= G'_{ik}(\omega) + j\omega C'_{ik}(\omega) \end{aligned} \quad (1.2)$$

Nelle (1.1) e (1.2) si è indicato con:

$R'_{ii}(\omega)$: la resistenza propria del conduttore i-esimo, per unità di lunghezza;

$R'_{ik}(\omega)$: la resistenza mutua tra il conduttore i-esimo e il conduttore k-esimo, per unità di lunghezza;

$L'_{ii}(\omega)$: l'induttanza propria del conduttore i-esimo, per unità di lunghezza;

$L'_{ik}(\omega)$: l'induttanza mutua tra il conduttore i-esimo e il conduttore k-esimo, per unità di lunghezza;

G'_{ii} : la conduttanza propria del conduttore i-esimo, per unità di lunghezza;

G'_{ik} : la conduttanza mutua tra il conduttore i-esimo e il conduttore k-esimo, per unità di lunghezza;

$C'_{ii}(\omega)$: la capacità propria del conduttore i-esimo, per unità di lunghezza;

C'_{ik} : la capacità mutua tra il conduttore i-esimo e il conduttore k-esimo, per unità di lunghezza.

⁹ Nelle linee elettriche aeree la propagazione in modo quasi-TEM è dominante fino a circa 500 kHz.

¹⁰ La routine LINE CONSTANTS è stata sviluppata dalla Bonneville Power Administration (BPA) di Portland, Oregon (USA).

¹¹ Non deve stupire la presenza di un termine resistivo mutuo R'_{ik} in quanto, nell'ipotesi di terreno a conducibilità finita, il transito di una corrente nel terreno provoca una caduta di tensione resistiva che si somma alla forza elettromotrice indotta per accoppiamento elettromagnetico.

Le (1.1) e (1.2) tengono conto in generale della dipendenza dalla frequenza dei parametri della linea, tuttavia, mentre i parametri della matrice $[Z']$ dipendono in modo significativo dalla frequenza a causa dell'effetto pelle nei conduttori e nel terreno, i parametri della matrice $[Y']$ possono essere considerati sostanzialmente indipendenti dalla frequenza¹². Si osserva, inoltre, che la conduttanza di una linea elettrica aerea è associata alle correnti di dispersione sulle catene di isolatori di linea in presenza di inquinazione, oppure ad effetto corona localizzato o generalizzato; tuttavia, con catene di isolatori puliti e linee ben progettate che non presentano fenomeni di corona generalizzati, la conduttanza può essere trascurata. Di conseguenza, si assume direttamente $G'_{ii} = 0$ e $G'_{ik} = 0$ nelle (1.2), per cui la matrice $[Y']$ coincide con la matrice delle suscettanze per unità di lunghezza della linea.

In bassa frequenza, le semplificazioni degli integrali di Sommerfeld e delle funzioni di Hankel del secondo tipo consentono di ricavare le seguenti espressioni approssimate per l'impedenza propria $Z'_{ii}(\omega)$ e l'ammettenza propria $Y'_{ii}(\omega)$ per unità di lunghezza di un conduttore di lunghezza infinita su terreno lineare, omogeneo, isotropo e dissipativo:

$$\begin{aligned} Z'_{ii}(\omega) &\cong R'_{ac,i} + jX'_{i,i} + \frac{j\omega\mu_o}{2\pi} \left[\ln\left(\frac{2\bar{h}_i}{r_{e,i}}\right) - J_c(r_{e,i}, \bar{h}_i) \right] \\ Y'_{ii}(\omega) &\cong j2\pi\omega\mu_o \left[\ln\left(\frac{2\bar{h}_i}{r_{e,i}}\right) \right]^{-1} \end{aligned} \quad (1.3)$$

Nelle (1.3) si è indicato con:

$R'_{ac,i}$: la resistenza in corrente alternata del conduttore i-esimo, per unità di lunghezza;

$X'_{i,i}$: la reattanza interna del conduttore i-esimo, per unità di lunghezza;

\bar{h}_i : l'altezza media da terra del conduttore i-esimo;

$r_{e,i}$: il raggio esterno del conduttore i-esimo;

$J_c(r_{e,i}, \bar{h}_i)$: l'integrale di Carson per conduttore di lunghezza infinita su terreno omogeneo di resistività ρ , come appresso riportato.

Nelle (1.3) compare l'altezza media da terra dei conduttori. La routine LINE CONSTANTS considera i conduttori perfettamente orizzontali sul terreno, ad un'altezza media pari a¹³:

$$\bar{h} = h_m + \frac{1}{3}(h_u - h_m) \quad (1.4)$$

Nella (1.4) si è indicato con:

h_u : l'altezza del conduttore da terra in corrispondenza del sostegno;

h_m : l'altezza del conduttore da terra a metà campata.

¹² La capacità può essere considerata costante fino a frequenze di circa 1 MHz.

¹³ La (1.4) assume che il profilo dei conduttori tesi tra due sostegni sia descritto da una parabola; tale approssimazione è valida per campate fino a 500 m.

Analoghe espressioni approssimate possono essere ricavate per l'impedenza mutua $Z'_{ik}(\omega)$ e l'ammettenza mutua $Y'_{ik}(\omega)$ per unità di lunghezza tra coppie di conduttori di lunghezza infinita su terreno lineare, omogeneo, isotropo e dissipativo:

$$\begin{aligned} Z'_{ik}(\omega) &\cong \frac{j\omega\mu_o}{2\pi} \left[\ln \left(\frac{D'_{ik}}{D_{ik}} \right) - J_c(x', \bar{h}_i + \bar{h}_k) \right] \\ Y'_{ik}(\omega) &\cong j2\pi\omega\mu_o \left[\ln \left(\frac{D'_{ik}}{D_{ik}} \right) \right]^{-1} \end{aligned} \quad (1.5)$$

Nelle (1.5) si è indicato con:

D_{ik} : la distanza tra il conduttore i-esimo e il conduttore k-esimo;

D'_{ik} : la distanza tra l'immagine del conduttore i-esimo e il conduttore k-esimo;

\bar{h}_i : l'altezza media da terra del conduttore i-esimo;

\bar{h}_k : l'altezza media da terra del conduttore k-esimo;

x' : la distanza tra i piani verticali del conduttore i-esimo e del conduttore k-esimo;

$J_c(x', \bar{h}_i + \bar{h}_k)$: l'integrale di Carson per una coppia di conduttori di lunghezza infinita su terreno omogeneo di resistività ρ , come appresso riportato.

Gli integrali di Carson che compaiono nelle (1.3) e (1.5) consentono di rappresentare la resistenza e la reattanza interna del terreno, nonché la loro dipendenza dalla frequenza per effetto pelle. Si riporta di seguito l'espressione dell'integrale di Carson generalizzato per conduttori di lunghezza infinita su terreno omogeneo di resistività ρ :

$$J_c(p, q) = \frac{2}{k_2^2} \int_0^\infty \left(\sqrt{k^2 - k_2^2} - k \right) e^{-2 \cdot q \cdot k} \cos(kp) dk \quad (1.6)$$

avendo indicato con $k_2 = \sqrt{-\frac{j\omega\mu_o}{\rho}}$ la costante di propagazione nel terreno.

Per il calcolo analitico dell'integrale indefinito in (1.6), Carson propose uno sviluppo in otto serie infinite [11]. Sebbene gli sviluppi delle serie di Carson siano costituiti da un numero infinito di termini, tuttavia all'interno di un calcolatore gli integrali di Carson devono essere necessariamente rappresentati come una somma finita di termini. Il numero di termini necessario ad ottenere la convergenza delle serie di Carson dipende dalla frequenza ed aumenta all'aumentare della stessa; tuttavia, quando le serie di Carson iniziano a convergere, la convergenza avviene rapidamente.

La routine LINE CONSTANTS esprime i coefficienti propri e mutui della matrice delle impedenze [Z'] nella forma seguente, nella quale compaiono quattro termini correttivi di Carson:

$$\begin{aligned} Z'_{ii}(\omega) &= (R'_{ac,i} + \Delta R_{ii}) + j \left(2\omega \cdot 10^{-4} \cdot \ln \frac{2\bar{h}_i}{\bar{r}_i} + \Delta X_{ii} \right) \\ Z'_{ik}(\omega) &= \Delta R_{ik} + j \left(2\omega \cdot 10^{-4} \cdot \ln \frac{D'_{ik}}{D_{ik}} + \Delta X_{ik} \right) \end{aligned} \quad (1.7)$$

Nelle (1.7) si è indicato con:

\bar{r}_i : il raggio medio geometrico del conduttore i-esimo;

ΔR_{ii} , ΔX_{ii} , ΔR_{ik} , ΔX_{ik} : i termini correttivi di Carson, le cui espressioni sono riportate in [12].

Nelle espressioni dei termini correttivi di Carson compare il seguente parametro:

$$\alpha = 4\pi \sqrt{5} \cdot 10^{-4} \cdot D \sqrt{\frac{f}{\rho}} \quad (1.8)$$

con $D = 2\bar{h}_i$ nel calcolo dei termini correttivi ΔR_{ii} e ΔX_{ii} , e con $D = D_{ik}$ nel calcolo dei termini correttivi ΔR_{ik} e ΔX_{ik} . Si osserva che al crescere della frequenza il parametro α tende a infinito e i termini correttivi di Carson si annullano; infatti, a frequenza industriale la profondità pelle è elevata e con essa la penetrazione delle correnti nel terreno¹⁴, mentre al crescere della frequenza la profondità pelle si riduce e le correnti si distribuiscono in corrispondenza dell'interfaccia tra aria e terreno. Anche per un terreno perfettamente conduttivo ($\rho \cong 0$) il parametro α tende a infinito e i termini correttivi di Carson si annullano; infatti, per una linea di trasmissione su terreno perfettamente conduttivo la propagazione in modo quasi-TEM tende alla propagazione in modo TEM.

Dal confronto tra le (1.3) e le (1.7) si osserva che nell'espressione di $Z'_{ii}(\omega)$ implementata nella routine LINE CONSTANTS non compare la reattanza interna per unità di lunghezza $X'_{i,i}$; inoltre, nel calcolo della reattanza esterna viene utilizzato un raggio medio geometrico \bar{r}_i del conduttore, in luogo del raggio effettivo $r_{e,i}$. L'introduzione di un raggio medio geometrico \bar{r}_i minore di quello effettivo consente di combinare insieme le espressioni della reattanza interna e della reattanza esterna del conduttore, semplificando le (1.7). In particolare, per un conduttore non ferromagnetico a sezione di corona circolare¹⁵ il raggio medio geometrico \bar{r}_i può essere calcolato come [12]:

$$\bar{r}_i = r_{e,i} \cdot e^{-\frac{2\pi X'_{i,i}}{\omega\mu_0}} \quad (1.9)$$

La reattanza interna per unità di lunghezza $X'_{i,i}$ che compare nella (1.9) può essere ricavata dalla seguente espressione, che tiene conto dell'effetto pelle nella sezione di corona circolare [13]:

$$R'_{ac,i} + jX'_{i,i} = R'_{dc,i} \cdot \left[j \frac{1}{2} \sqrt{x} \left(1 - \frac{r_{i,i}^2}{r_{e,i}^2} \right) \frac{\text{ber}(\sqrt{x}) + j\text{bei}(\sqrt{x}) + \Phi \left(\text{ker}(\sqrt{x}) + j\text{kei}(\sqrt{x}) \right)}{\text{ber}'(\sqrt{x}) + j\text{bei}'(\sqrt{x}) + \Phi \left(\text{ker}'(\sqrt{x}) + j\text{kei}'(\sqrt{x}) \right)} \right]$$

$$\Phi = -\frac{\text{ber}'(\sqrt{y}) + j\text{bei}'(\sqrt{y})}{\text{ker}'(\sqrt{y}) + j\text{kei}'(\sqrt{y})}$$

$$x = \frac{4\pi \cdot 10^{-4} \cdot \omega}{R'_{dc,i}} \cdot \frac{1}{1 - r_{i,i}^2/r_{e,i}^2} \quad (1.10)$$

$$y = \frac{4\pi \cdot 10^{-4} \cdot \omega}{R'_{dc,i}} \cdot \frac{r_{i,i}^2/r_{e,i}^2}{1 - r_{i,i}^2/r_{e,i}^2}$$

Nelle (1.10) si è indicato con:

$R'_{dc,i}$: la resistenza in corrente continua del conduttore i -esimo, per unità di lunghezza;

¹⁴ Alla frequenza di 50 Hz la profondità di penetrazione della corrente nel terreno è all'incirca pari a 1000 m.

¹⁵ I conduttori in corda di tipo ACSR e i conduttori tubolari impiegati per i collegamenti di stazione, si comportano come tali con buona approssimazione.

$r_{i,i}$: il raggio interno del conduttore i -esimo a sezione di corona circolare;

$r_{e,i}$: il raggio esterno del conduttore i -esimo a sezione di corona circolare;

$ber, bei, ker, kei, ber', bei', ker', kei'$: le funzioni di Bessel-Kelvin e le loro derivate prime, le cui espressioni sono riportate in [14].

Dalla (1.10) è possibile ricavare anche il valore della resistenza in corrente alternata del conduttore $R'_{ac,i}$, che è maggiore di quella in corrente continua $R'_{dc,i}$ a causa dell'effetto pelle.

L'impedenza interna di un conduttore non ferromagnetico a sezione circolare piena¹⁶, può essere ricavata sempre dalla (1.10) ponendo $r_{i,i} = 0$.

L'integrale di Carson assume che il terreno sia omogeneo di resistività ρ , tuttavia il terreno reale è composto in generale da numerosi strati con differenti proprietà elettromagnetiche, come illustrato in Figura 1.2.

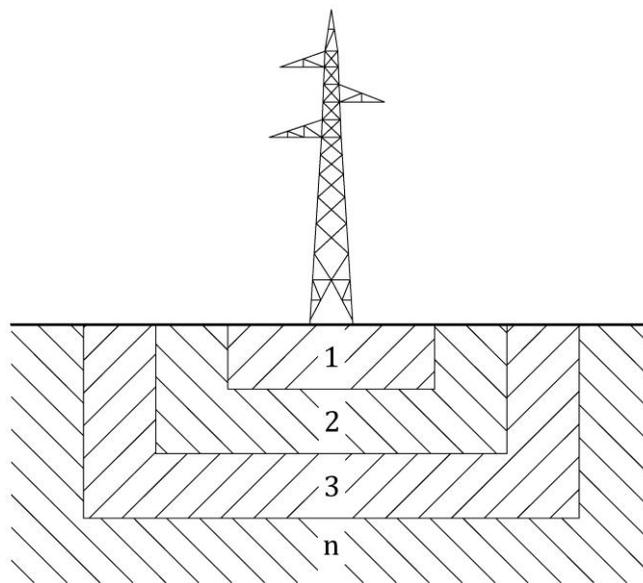


Figura 1.2: Terreno multi-strato.

Sebbene in letteratura siano disponibili diversi modelli che estendono la soluzione per terreno omogeneo al caso di un conduttore di lunghezza infinita su un terreno multi-strato [15 – 19], tuttavia nessuno di questi modelli è stato sinora implementato in ATP-EMTP, di conseguenza non è possibile valutare con l'ausilio della routine LINE CONSTANTS l'effetto della stratificazione del terreno sui parametri di una linea elettrica aerea. A tal proposito, si osserva che il terreno per sua natura è disomogeneo in tutte le direzioni, ovvero non presenta superfici nette di separazione tra uno strato e l'altro, pertanto anche i modelli di terreno multi-strato costituiscono approssimazioni della realtà; inoltre, i modelli multi-strato sono di difficile validazione in quanto le campagne di misura della resistività degli strati di terreno sono molto complesse e la dispersione sulle misure è elevata.

¹⁶ Le funi di guardia di tipo ACS e i conduttori in corda di alluminio (AAC) impiegati per i collegamenti di stazione, si comportano come tali con buona approssimazione.

Volendo comunque effettuare una valutazione qualitativa degli effetti della stratificazione del terreno sulla base dei dati riportati in letteratura, in [20] viene posto a confronto il modello di Nakagawa [17] relativo a una linea elettrica aerea su un terreno a tre strati di differente resistività, con il modello della stessa linea aerea su un terreno omogeneo di resistività pari a quella del primo strato di terreno, supposto di spessore infinito. Il confronto viene effettuato per differenti resistività e spessori degli strati di terreno. Si evidenziano significative differenze tra i due modelli per frequenze inferiori ad alcune centinaia di kHz, e differenze trascurabili per frequenze maggiori di 1 MHz; di conseguenza, in [20] si raccomanda sempre l'utilizzo dei modelli di terreno multi-strato per frequenze inferiori a 1 MHz.

In [21] viene posto a confronto un modello di linea aerea su terreno a due strati, con il modello della stessa linea su un terreno omogeneo di resistività equivalente calcolata con la seguente espressione, che tiene conto delle proprietà elettromagnetiche e della stratigrafia del terreno:

$$\rho_{eq}(\omega) = \rho_1 \cdot \left[\frac{(\sqrt{1/\rho_1} + \sqrt{1/\rho_2}) + (\sqrt{1/\rho_1} - \sqrt{1/\rho_2}) \cdot e^{-2d \cdot \sqrt{\frac{\omega\mu_1}{2\rho_1}}}}{(\sqrt{1/\rho_1} + \sqrt{1/\rho_2}) - (\sqrt{1/\rho_1} - \sqrt{1/\rho_2}) \cdot e^{-2d \cdot \sqrt{\frac{\omega\mu_1}{2\rho_1}}}} \right]^2 \quad (1.11)$$

I parametri che compaiono nella (1.11) sono descritti in Figura 1.3.

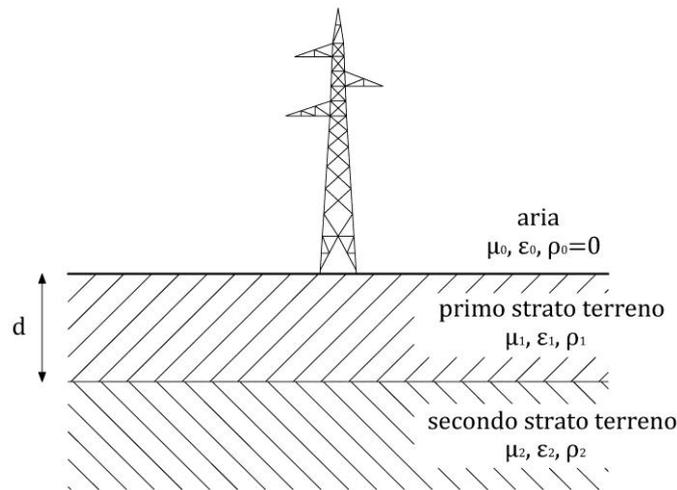


Figura 1.3: Modello di terreno a due strati per il calcolo della resistività equivalente. [21]

Il confronto viene effettuato per differenti resistività e spessori degli strati di terreno. In questo caso, le differenze tra i due modelli sono trascurabili fino a circa 100 kHz e restano comunque inferiori al 9% fino alla frequenza di 1 MHz; di conseguenza, in [21] si raccomanda l'utilizzo del modello di Carson con un valore di resistività equivalente calcolato con la (1.11), in luogo dei più complessi modelli di terreno multi-strato¹⁷.

¹⁷ La $\rho_{eq}(\omega)$ calcolata con la (1.11) può essere impiegata direttamente in ATP-EMTP solo per i modelli di linea di K.C. Lee e di Clarke, per i quali la routine LINE CONSTANTS richiede in ingresso una resistività di valore costante, mentre non può essere utilizzata per il modello di linea di J.R. Marti che richiede all'utente di specificare un intervallo di frequenze per il calcolo dei parametri di linea.

1.5 Parametri delle linee elettriche aeree 132-150 kV

Per valutare la dipendenza dalla frequenza dei parametri delle linee elettriche aeree 132-150 kV, attraverso l'opzione FREQUENCY SCAN della routine LINE CONSTANTS si ricavano i valori di resistenza, induttanza e capacità per chilometro di linea in funzione della frequenza. I parametri di linea sono ricavati alla sequenza diretta e omopolare¹⁸ nell'ipotesi di linea trasposta; infatti, sebbene sulle linee aeree 132-150 kV non venga mai effettuata la trasposizione¹⁹, tuttavia le differenze tra i parametri di fase sono trascurabili, per cui nella trattazione seguente è possibile considerarne direttamente i valori medi ottenuti dalla trasposizione della linea in ATP-EMTP. È possibile rappresentare una linea trifase trasposta in ATP-EMTP attraverso il modello di linea di Clarke²⁰ descritto al paragrafo 1.7.

Le Tabelle 1.8 e 1.9 riportano i dati nel formato richiesto dalla routine LINE CONSTANTS, per il calcolo dei parametri delle campate con conduttore ACSR Ø22,8 a tiro pieno e ACSR Ø31,5 a tiro ridotto, rispettivamente.

Tabella 1.8: Routine LINE CONSTANTS. Campate con conduttori ACSR Ø22,8 a tiro pieno

	Conduttore	Length [km]	R _{in} [cm]	R _{out} [cm]	RESIS [Ω/km]	H _{horiz} ²¹ [m]	V _{Tower} ²² [m]	V _{Mid} [m]
Campate di linea	Fase 4	0,35	0,42	1,14	0,109	3	20	11,6
	Fase 12	0,35	0,42	1,14	0,109	-2,9	22	13,6
	Fase 8	0,35	0,42	1,14	0,109	-3,5	18	9,6
	Fune di guardia	0,35	0	0,575	1,052	0	27,3	19,9
Campata tra sostegno capolinea e palo gatto	Fase 4	0,35	0,42	1,14	0,109	3,1	17,5	9,1
	Fase 12	0,35	0,42	1,14	0,109	-1,5	19,7	11,3
	Fase 8	0,35	0,42	1,14	0,109	-3,4	16,5	8,1
	Fune di guardia 1	0,35	0	0,575	1,052	0,9	22,9	15,5
	Fune di guardia 2	0,35	0	0,575	1,052	-0,9	22,9	15,5

Tabella 1.9: Routine LINE CONSTANTS. Campate con conduttori ACSR Ø31,5 a tiro ridotto

	Conduttore	Length [km]	R _{in} [cm]	R _{out} [cm]	RESIS [Ω/km]	H _{horiz} ²¹ [m]	V _{Tower} ²² [m]	V _{Mid} [m]
Campate di linea	Fase 4	0,35	0,525	1,575	0,05564	3	23	9,6
	Fase 12	0,35	0,525	1,575	0,05564	-2,9	25	11,6
	Fase 8	0,35	0,525	1,575	0,05564	-3,5	21	7,6
	Fune di guardia	0,35	0	0,575	1,052	0	30,3	22,9

¹⁸ Nel caso di linee aeree trasposte, i parametri alla sequenza diretta coincidono con quelli alla sequenza inversa, di conseguenza è sufficiente calcolare i soli parametri di linea alla sequenza diretta e omopolare.

¹⁹ In Italia le linee aeree 132-150 kV non superano generalmente i 50 km di lunghezza, pertanto non si hanno dissimmetrie delle tensioni tali da giustificare la trasposizione della linea.

²⁰ Dal momento che le linee aeree 132-150 kV dispongono di fune di guardia, la linea è costituita da più di tre conduttori e non sarebbe possibile operare la trasformazione alle componenti simmetriche. Tuttavia, il modello di Clarke consente di ridurre l'ordine delle matrici [Z'] e [Y'], come illustrato al paragrafo 1.7.

²¹ Per campate con sostegni di estremità aventi differenti teste mensole, si considera una distanza H_{horiz} pari al valore medio delle distanze alle due estremità della campata.

²² Per le campate a dislivello si considera un'altezza V_{Tower} pari al valore medio delle altezze alle due estremità della campata.

<i>Campata tra sostegno capolinea e palo gatto</i>	Fase 4	0,35	0,525	1,575	0,05564	3,1	19	5,6
	Fase 12	0,35	0,525	1,575	0,05564	-1,5	21,2	7,8
	Fase 8	0,35	0,525	1,575	0,05564	-3,4	18	4,6
	Fune di guardia 1	0,35	0	0,575	1,052	0,9	24,4	17
	Fune di guardia 2	0,35	0	0,575	1,052	-0,9	24,4	17

La Figura 1.4 mostra l'andamento della resistenza chilometrica di sequenza diretta al variare della frequenza e per differenti valori di resistività del terreno, per conduttore ACSR Ø22,8 a tiro pieno.

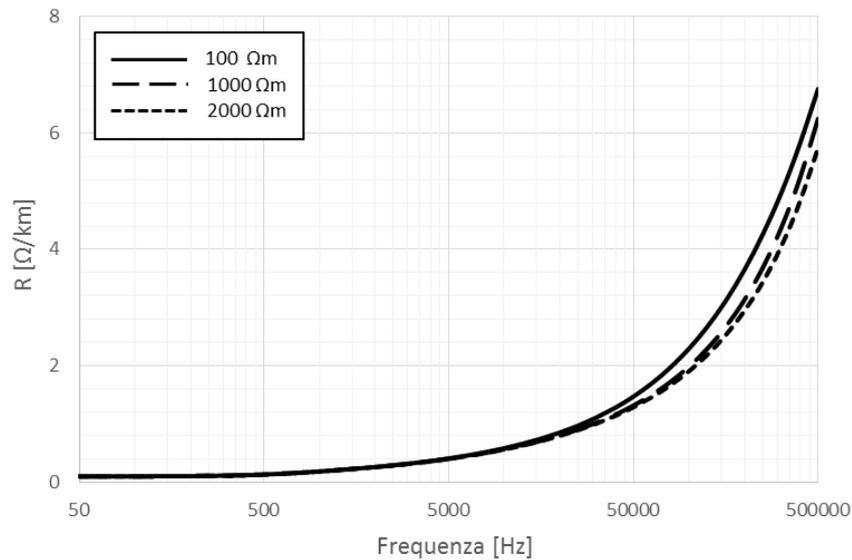


Figura 1.4: Resistenza chilometrica di sequenza diretta, conduttore ACSR Ø22,8 a tiro pieno.

La Figura 1.5 mostra l'andamento dell'induttanza chilometrica di sequenza diretta al variare della frequenza e per differenti valori di resistività del terreno, per conduttore ACSR Ø22,8 a tiro pieno.

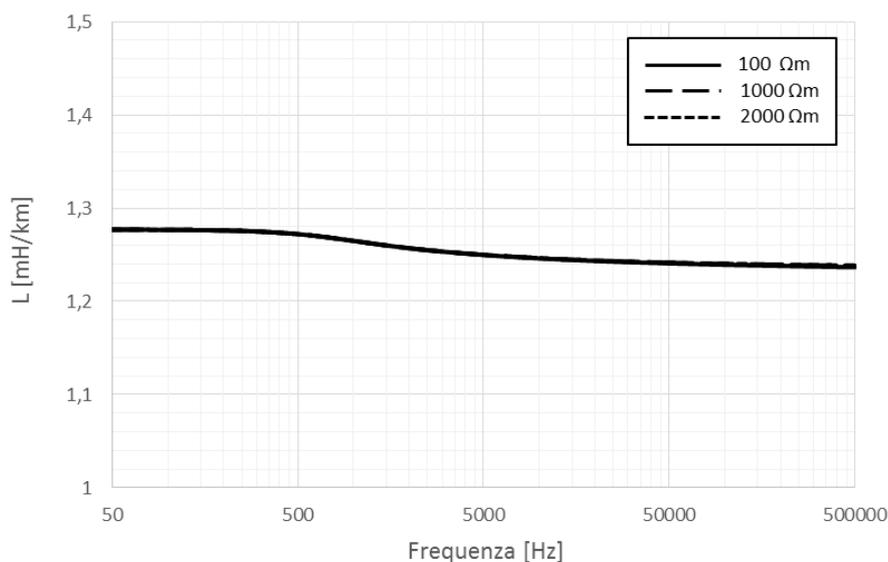


Figura 1.5: Induttanza chilometrica di sequenza diretta, conduttore ACSR Ø22,8 a tiro pieno.

La Figura 1.6 mostra l'andamento della resistenza chilometrica di sequenza omopolare al variare della frequenza e per differenti valori di resistività del terreno, per conduttore ACSR Ø22,8 a tiro pieno.

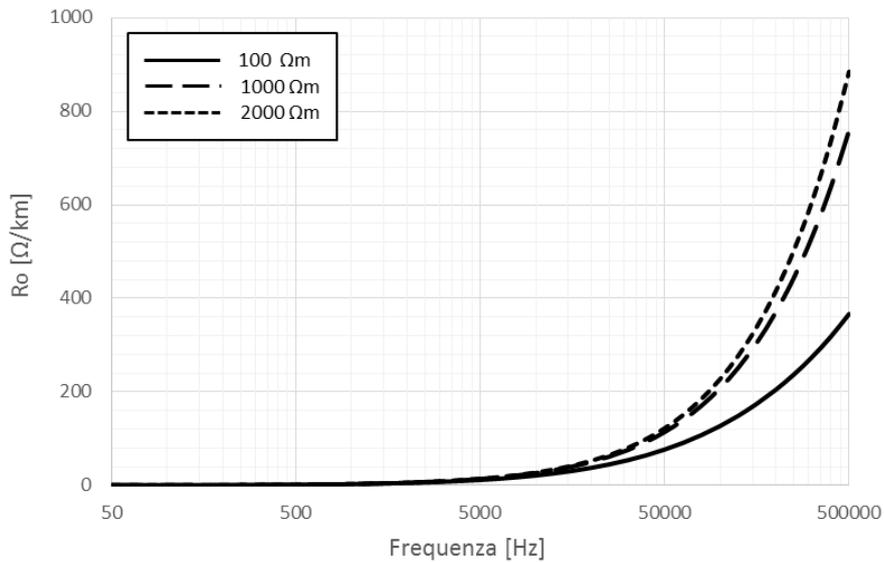


Figura 1.6: Resistenza chilometrica di sequenza omopolare, conduttore ACSR Ø22,8 a tiro pieno.

La Figura 1.7 mostra l'andamento dell'induttanza chilometrica di sequenza omopolare al variare della frequenza e per differenti valori di resistività del terreno, per conduttore ACSR Ø22,8 a tiro pieno.

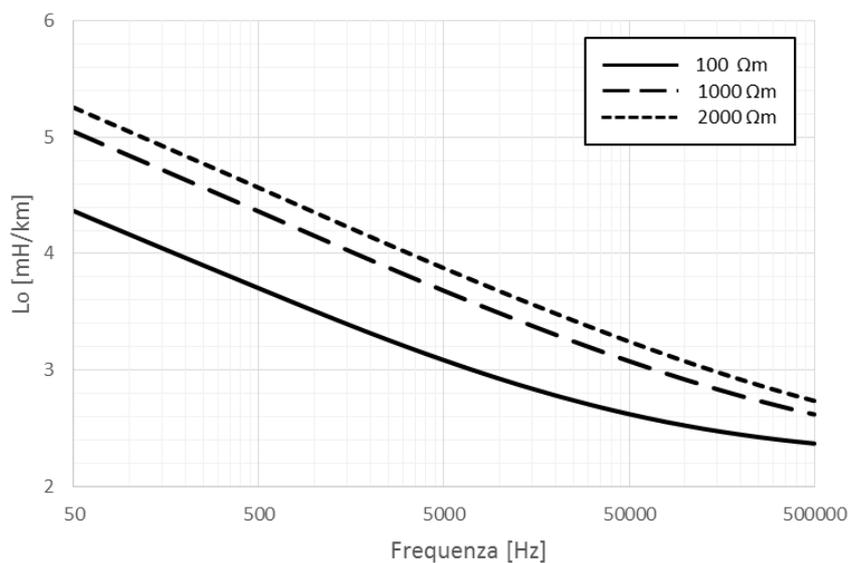


Figura 1.7: Induttanza chilometrica di sequenza omopolare, conduttore ACSR Ø22,8 a tiro pieno.

La Figura 1.8 mostra l'andamento della resistenza chilometrica di sequenza diretta al variare della frequenza e per differenti valori di altezza utile, con una resistività del terreno pari a $100 \Omega\text{m}$ e per conduttore ACSR $\text{Ø}22,8$ a tiro pieno.

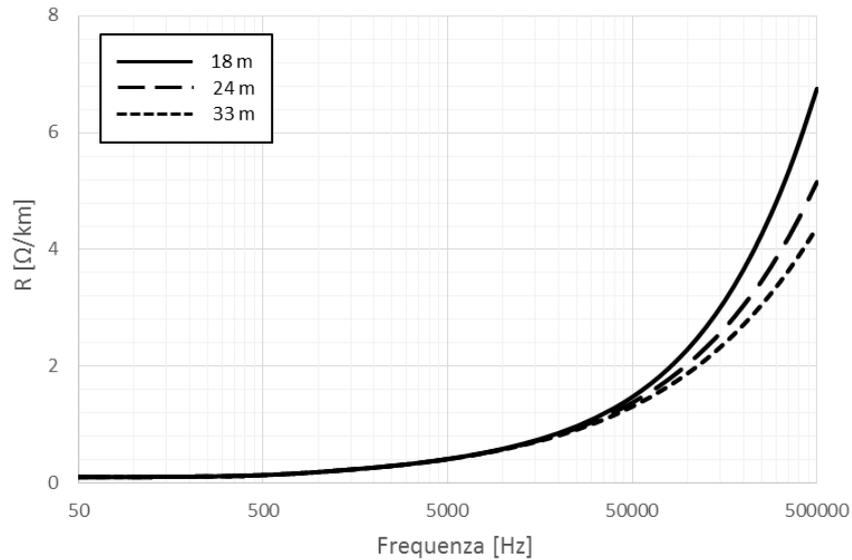


Figura 1.8: Resistenza chilometrica di sequenza diretta, conduttore ACSR $\text{Ø}22,8$ a tiro pieno.

La Figura 1.9 mostra l'andamento dell'induttanza chilometrica di sequenza diretta al variare della frequenza e per differenti valori di altezza utile, con una resistività del terreno pari a $100 \Omega\text{m}$ e per conduttore ACSR $\text{Ø}22,8$ a tiro pieno.

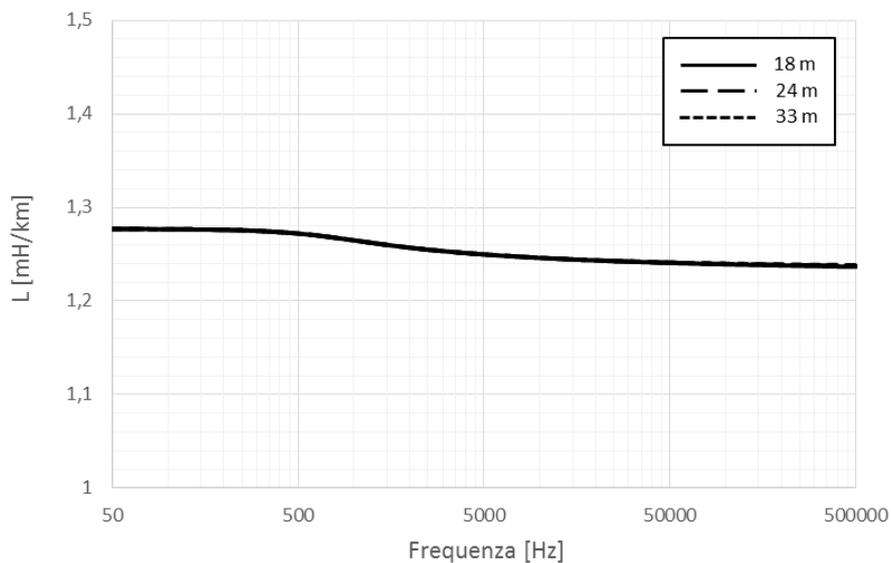


Figura 1.9: Induttanza chilometrica di sequenza diretta, conduttore ACSR $\text{Ø}22,8$ a tiro pieno.

La Figura 1.10 mostra l'andamento della resistenza chilometrica di sequenza omopolare al variare della frequenza e per differenti valori di altezza utile, con una resistività del terreno pari a $100 \Omega\text{m}$ e per conduttore ACSR $\text{Ø}22,8$ a tiro pieno.

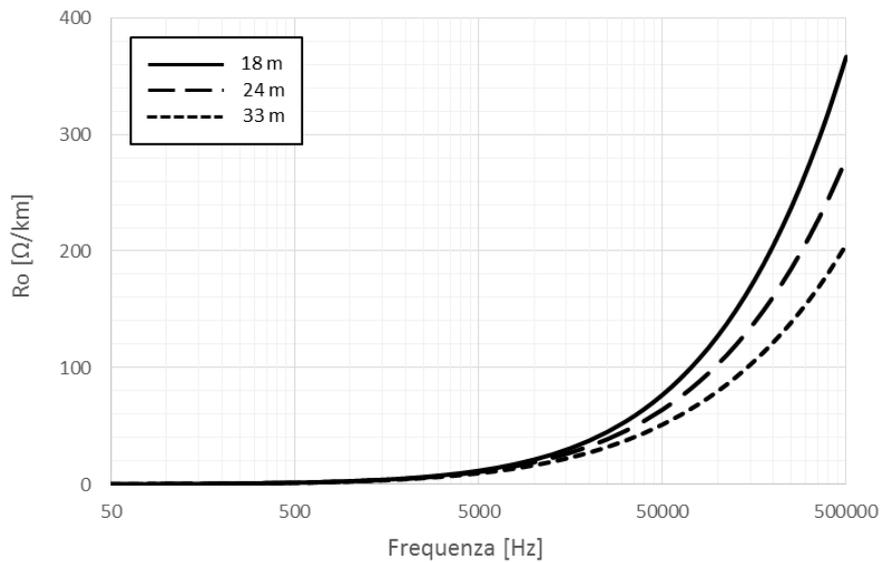


Figura 1.10: Resistenza chilometrica di sequenza omopolare, conduttore ACSR $\text{Ø}22,8$ a tiro pieno.

La Figura 1.11 mostra l'andamento dell'induttanza chilometrica di sequenza omopolare al variare della frequenza e per differenti valori di altezza utile, con una resistività del terreno pari a $100 \Omega\text{m}$ e per conduttore ACSR $\text{Ø}22,8$ a tiro pieno.

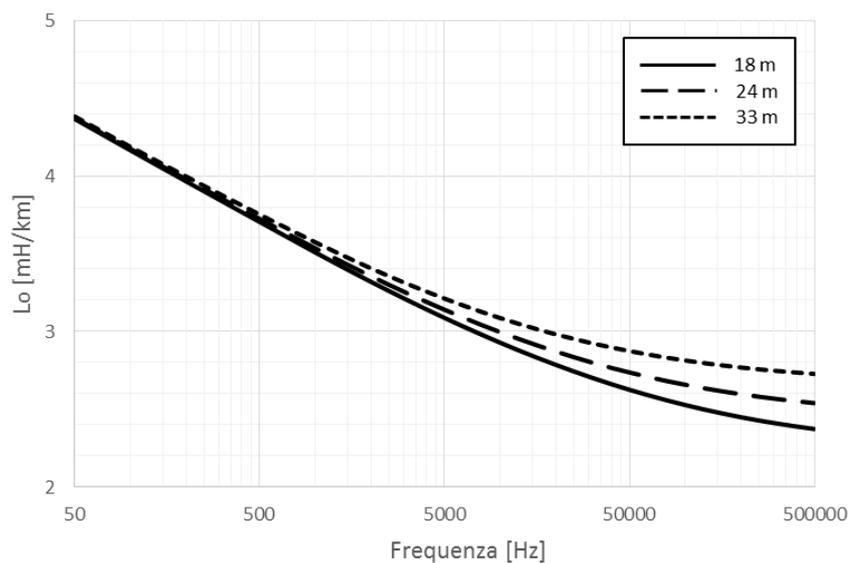


Figura 1.11: Induttanza chilometrica di sequenza omopolare, conduttore ACSR $\text{Ø}22,8$ a tiro pieno.

La Figura 1.12 mostra l'andamento della capacità chilometrica di sequenza diretta e omopolare al variare dell'altezza utile, per conduttore ACSR Ø22,8 a tiro pieno.

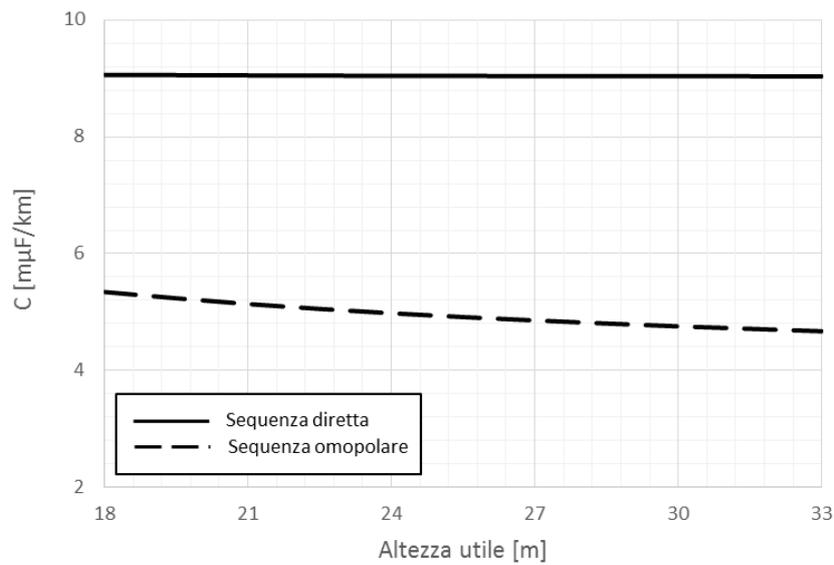


Figura 1.12: Capacità chilometrica, conduttore ACSR Ø22,8 a tiro pieno.

La Figura 1.13 mostra l'andamento della resistenza chilometrica di sequenza diretta al variare della frequenza e per differenti valori di resistività del terreno, per conduttore ACSR Ø31,5 a tiro ridotto.

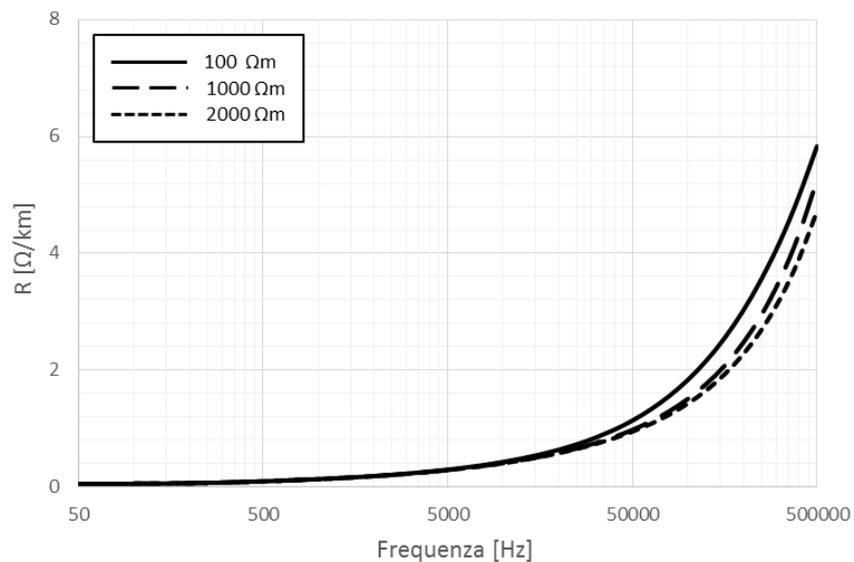


Figura 1.13: Resistenza chilometrica di sequenza diretta, conduttore ACSR Ø31,5 a tiro ridotto.

La Figura 1.14 mostra l'andamento dell'induttanza chilometrica di sequenza diretta al variare della frequenza e per differenti valori di resistività del terreno, per conduttore ACSR Ø31,5 a tiro ridotto.

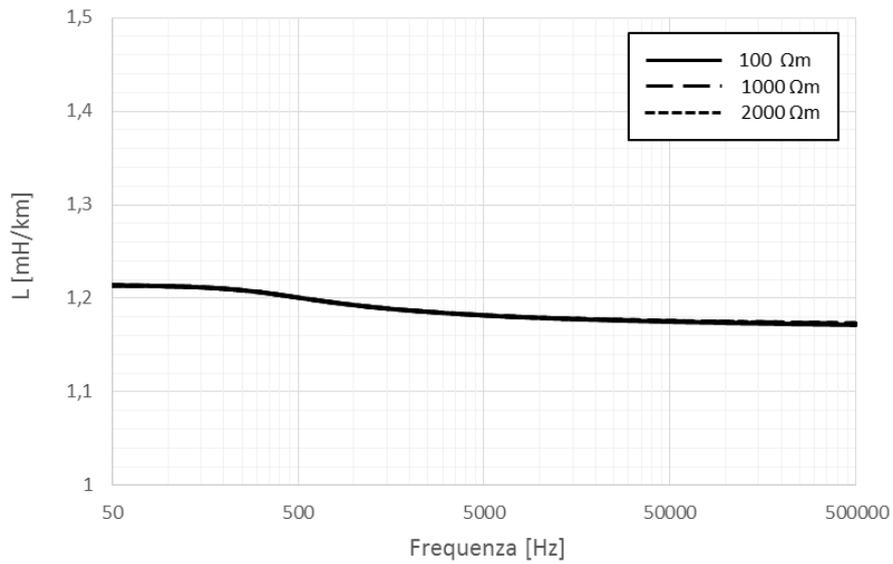


Figura 1.14: Induttanza chilometrica di sequenza diretta, conduttore ACSR Ø31,5 a tiro ridotto.

La Figura 1.15 mostra l'andamento della resistenza chilometrica di sequenza omopolare al variare della frequenza e per differenti valori di resistività del terreno, per conduttore ACSR Ø31,5 a tiro ridotto.

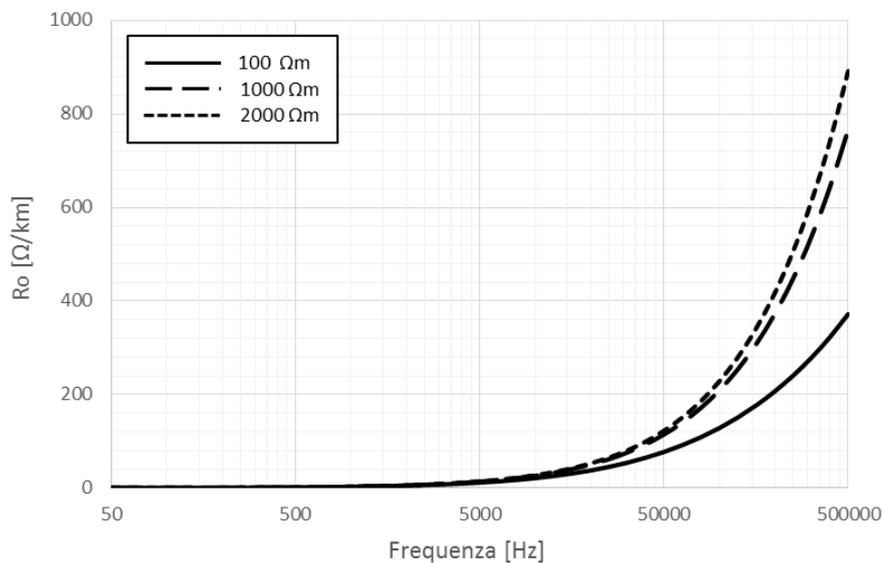


Figura 1.15: Resistenza chilometrica di sequenza omopolare, conduttore ACSR Ø31,5 a tiro ridotto.

La Figura 1.16 mostra l'andamento dell'induttanza chilometrica di sequenza omopolare al variare della frequenza e per differenti valori di resistività del terreno, per conduttore ACSR Ø31,5 a tiro ridotto.

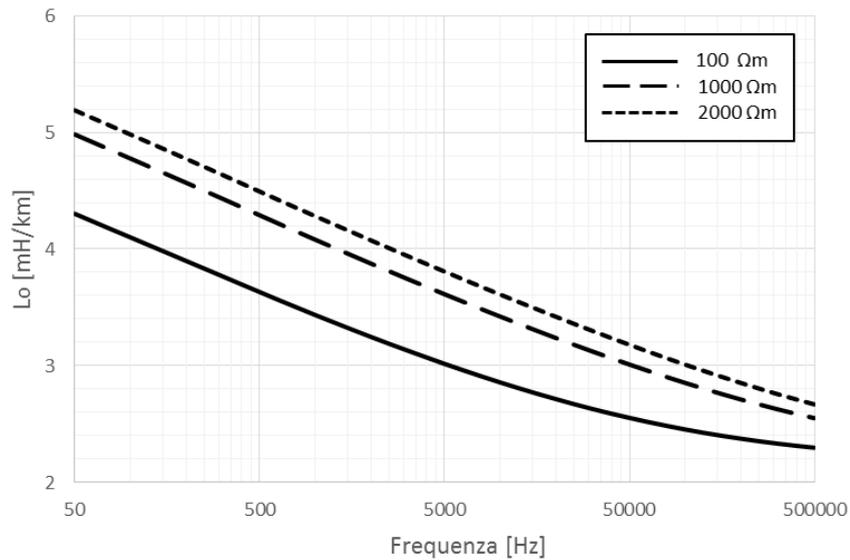


Figura 1.16: Induttanza chilometrica di sequenza omopolare, conduttore ACSR Ø31,5 a tiro ridotto.

La Figura 1.17 mostra l'andamento della resistenza chilometrica di sequenza diretta al variare della frequenza e per differenti valori di altezza utile, con una resistività del terreno pari a 100 Ωm e per conduttore ACSR Ø31,5 a tiro ridotto.

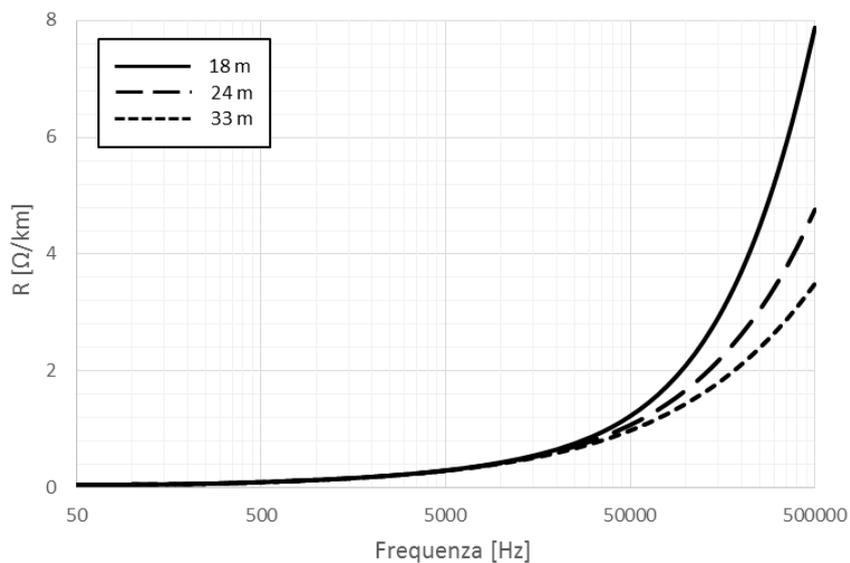


Figura 1.17: Resistenza chilometrica di sequenza diretta, conduttore ACSR Ø31,5 a tiro ridotto.

La Figura 1.18 mostra l'andamento dell'induttanza chilometrica di sequenza diretta al variare della frequenza e per differenti valori di altezza utile, con una resistività del terreno pari a $100 \Omega\text{m}$ e per conduttore ACSR $\varnothing 31,5$ a tiro ridotto.

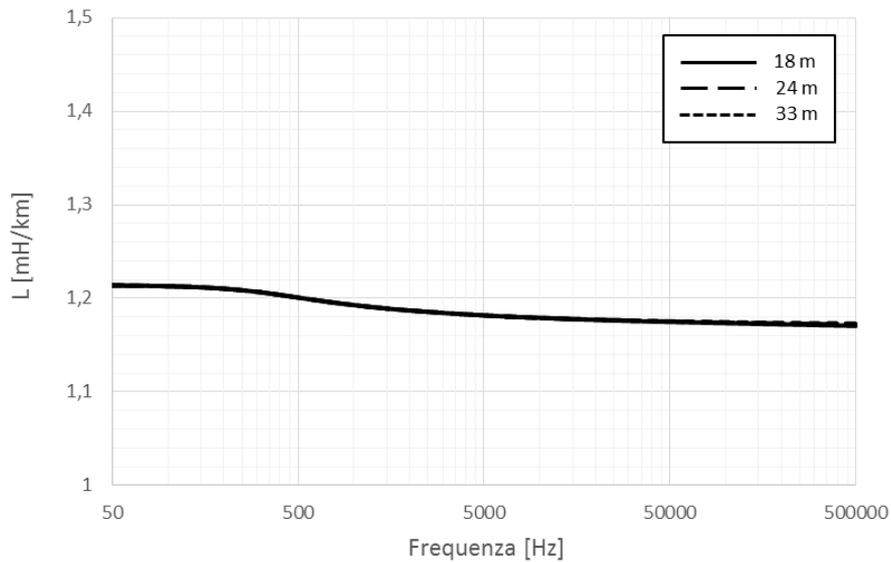


Figura 1.18: Induttanza chilometrica di sequenza diretta, conduttore ACSR $\varnothing 31,5$ a tiro ridotto.

La Figura 1.19 mostra l'andamento della resistenza chilometrica di sequenza omopolare al variare della frequenza e per differenti valori di altezza utile, con una resistività del terreno pari a $100 \Omega\text{m}$ e per conduttore ACSR $\varnothing 31,5$ a tiro ridotto.

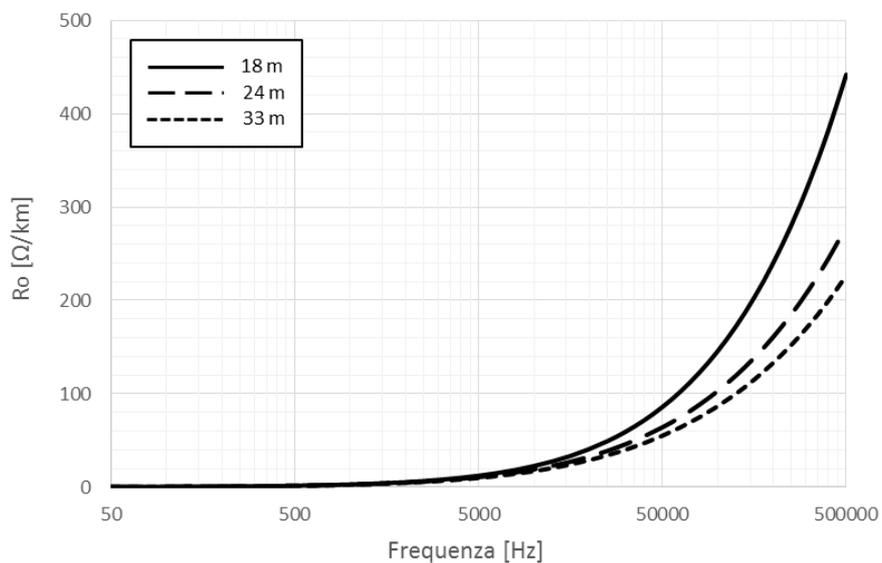


Figura 1.19: Resistenza chilometrica di sequenza omopolare, conduttore ACSR $\varnothing 31,5$ a tiro ridotto.

La Figura 1.20 mostra l'andamento dell'induttanza chilometrica di sequenza omopolare al variare della frequenza e per differenti valori di altezza utile, con una resistività del terreno pari a $100 \Omega\text{m}$ e per conduttore ACSR $\text{Ø}31,5$ a tiro ridotto.

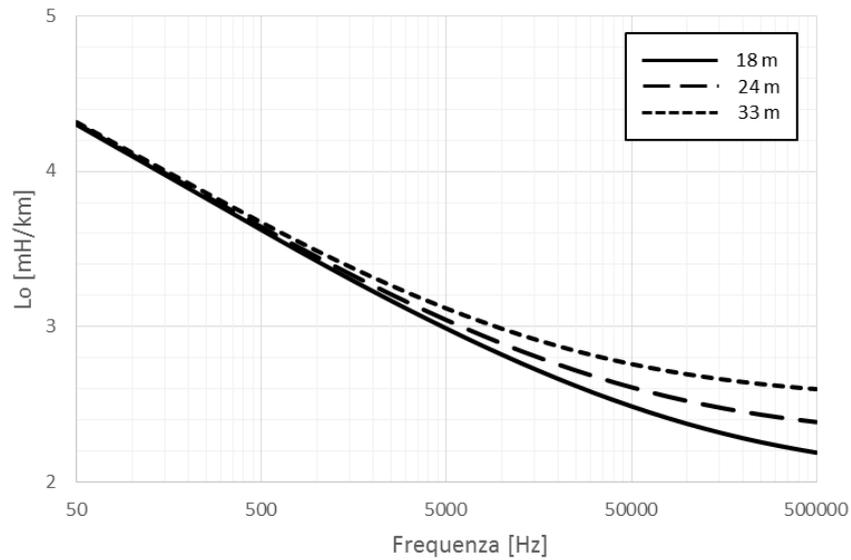


Figura 1.20: Induttanza chilometrica di sequenza omopolare, conduttore ACSR $\text{Ø}31,5$ a tiro ridotto.

La Figura 1.21 mostra l'andamento della capacità chilometrica di sequenza diretta e omopolare al variare dell'altezza utile, per conduttore ACSR $\text{Ø}31,5$ a tiro ridotto.

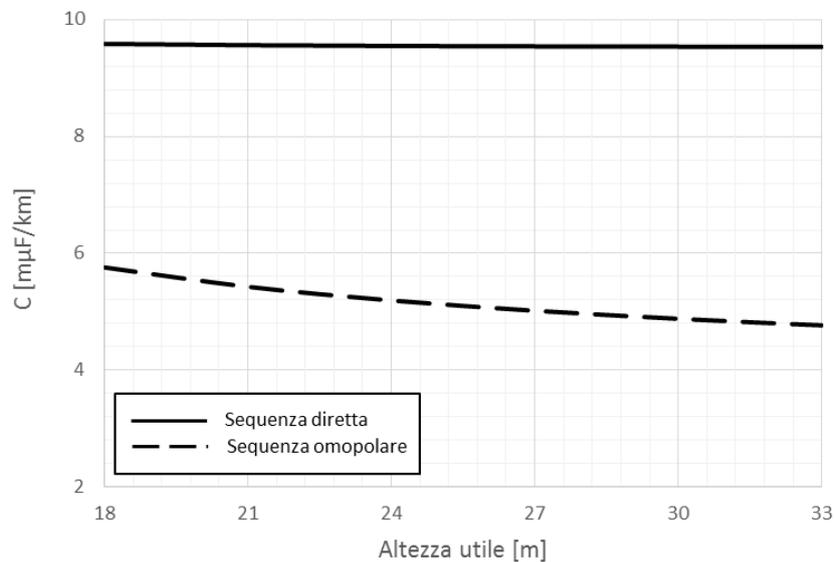


Figura 1.21: Capacità chilometrica, conduttore ACSR $\text{Ø}31,5$ a tiro ridotto.

Si osserva che al crescere della frequenza la resistenza chilometrica aumenta e l'induttanza chilometrica diminuisce, in modo più evidente nei modi di propagazione che interessano il terreno (sequenza omopolare) rispetto a quelli in aria (sequenza diretta e inversa); infatti, sebbene l'effetto pelle interessi sia i conduttori che il terreno, tuttavia si manifesta in modo più evidente nel terreno. In particolare, le resistenze alla sequenza diretta e omopolare si mantengono pressoché costanti fino alla frequenza di circa 5 kHz, indipendentemente dal valore di resistività del terreno, per poi aumentare in modo significativo al crescere della frequenza; l'incremento di resistenza è maggiore nei terreni a bassa resistività rispetto a quelli ad alta resistività. Al contrario, le induttanze alla sequenza diretta e omopolare diminuiscono progressivamente al crescere della frequenza, tuttavia, mentre l'induttanza alla sequenza diretta si mantiene pressoché costante al variare della frequenza e della resistività del terreno, l'induttanza alla sequenza omopolare mostra una significativa dipendenza dalla frequenza e dalla resistività del terreno, con valori di induttanza maggiori nei terreni ad elevata resistività. Le capacità chilometriche alla sequenza diretta e omopolare non sono dipendenti dalla frequenza, dalla resistività del terreno e dall'altezza utile dei sostegni, ad eccezione della capacità alla sequenza omopolare che presenta una dipendenza dall'altezza utile dei sostegni.

1.6 Modello di linea a costanti distribuite non dipendenti dalla frequenza

Si considera una linea elettrica aerea omogenea, priva di perdite, a costanti distribuite non dipendenti dalla frequenza.

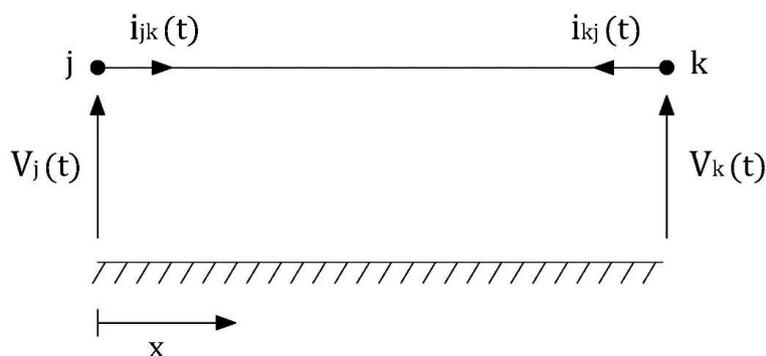


Figura 1.22: Linea elettrica aerea omogenea, priva di perdite, a costanti distribuite non dipendenti dalla frequenza.

Come noto, le grandezze elettriche che interessano un tratto di linea di lunghezza infinitesima alla generica ascissa x e all'istante t sono legate tra loro dalle relazioni:

$$\begin{cases} \frac{\partial^2 V(x, t)}{\partial x^2} = L' C' \frac{\partial^2 V(x, t)}{\partial t^2} \\ \frac{\partial^2 i(x, t)}{\partial x^2} = C' L' \frac{\partial^2 i(x, t)}{\partial t^2} \end{cases} \quad (1.12)$$

avendo indicato con L' e C' , rispettivamente, l'induttanza e la capacità per unità di lunghezza della linea.

L'integrale generale delle (1.12), noto come soluzione di D'Alembert, è dato da:

$$\begin{cases} V(x, t) = f_1(x - vt) + f_2(x + vt) \\ i(x, t) = \frac{1}{Z_c} \cdot f_1(x - vt) - \frac{1}{Z_c} \cdot f_2(x + vt) \end{cases} \quad (1.13)$$

Nelle (1.13) si è indicato con:

$Z_c = \sqrt{\frac{L'}{C'}}$: l'impedenza caratteristica della linea;

$v = \frac{1}{\sqrt{L'C'}}$: la velocità di propagazione delle onde lungo la linea;

f_1, f_2 : funzioni da determinarsi una volta note le condizioni iniziali e al contorno.

Si osserva che la tensione (la corrente) lungo la linea può essere rappresentata come somma di due onde viaggianti di tensione (di corrente) che si propagano senza deformarsi una nel verso delle x crescenti, l'altra nel verso opposto. Il rapporto tra le onde di tensione e le onde di corrente che si propagano nella stessa direzione, si mantiene costante e pari all'impedenza caratteristica Z_c della linea.

A partire dalla soluzione di D'Alembert, nel 1969 Dommel propose una rappresentazione del tronco di linea di estremi j e k in Figura 1.22 basata sul metodo delle caratteristiche [22] (detto anche metodo di Bergeron o delle onde viaggianti) che, a differenza del metodo del graticcio proposto in precedenza da Bewley [23], non richiedeva la conoscenza dei coefficienti di riflessione e di rifrazione della linea, ma solo la conoscenza della storia della linea in un istante passato $t - \tau$. Tale rappresentazione costituisce il primo modello di linea a costanti distribuite implementato in EMTP [24]:

$$\begin{cases} V_j(t) - Z_c i_{jk}(t) = V_k(t - \tau) + Z_c i_{kj}(t - \tau) \\ V_k(t) - Z_c i_{kj}(t) = V_j(t - \tau) + Z_c i_{jk}(t - \tau) \end{cases} \quad (1.14)$$

Nelle (1.14) si è indicato con τ il tempo di propagazione delle onde lungo la linea, pari a:

$$\tau = \frac{l}{v} \quad (1.15)$$

avendo indicato con l la lunghezza del tronco di linea di estremi j e k .

Per comprendere il significato delle (1.14), si definiscono:

$$\begin{cases} F_j = V_j + Z_c i_{jk} \\ F_k = V_k + Z_c i_{kj} \\ B_j = V_j - Z_c i_{jk} \\ B_k = V_k - Z_c i_{kj} \end{cases} \quad (1.16)$$

I termini che compaiono nelle (1.16) prendono il nome di caratteristiche e sono correlati alle onde viaggianti come di seguito indicato:

F_j : l'onda di tensione che avanza dal nodo j della linea;

F_k : l'onda di tensione che avanza dal nodo k della linea;

B_j : l'onda di tensione che retrocede verso il nodo j della linea;

B_k : l'onda di tensione che retrocede verso il nodo k della linea.

Tenendo conto delle (1.16), le (1.14) possono essere riformulate nel modo seguente:

$$\begin{cases} B_j(t) = F_k(t - \tau) \\ B_k(t) = F_j(t - \tau) \end{cases} \quad (1.17)$$

Dalle (1.17) si evince che l'onda di tensione che retrocede verso un estremo della linea all'istante t , è uguale all'onda di tensione che ha lasciato l'estremo opposto della linea all'istante passato $t - \tau$. Ovvero, essendo la linea priva di perdite e a costanti non dipendenti dalla frequenza, le onde viaggianti si propagano da un estremo all'altro della linea senza attenuarsi né deformarsi.

È possibile porre le (1.14) nella forma seguente:

$$\begin{cases} i_{jk}(t) = \frac{V_j(t)}{Z_c} - \frac{V_k(t - \tau)}{Z_c} - i_{kj}(t - \tau) = \frac{V_j(t)}{Z_c} - I_k(t - \tau) \\ i_{kj}(t) = \frac{V_k(t)}{Z_c} - \frac{V_j(t - \tau)}{Z_c} - i_{jk}(t - \tau) = \frac{V_k(t)}{Z_c} - I_j(t - \tau) \end{cases} \quad (1.18)$$

Avendo indicato con $I_j(t - \tau)$ e $I_k(t - \tau)$ le correnti prodotte da generatori collegati a ciascun estremo della linea, che dipendono dai valori di tensione e corrente all'estremo opposto della linea all'istante passato $t - \tau$.

Dalle (1.18) si ricava il modello equivalente di linea omogenea priva di perdite a costanti distribuite non dipendenti dalla frequenza, secondo il metodo delle caratteristiche, rappresentato in Figura 1.23.

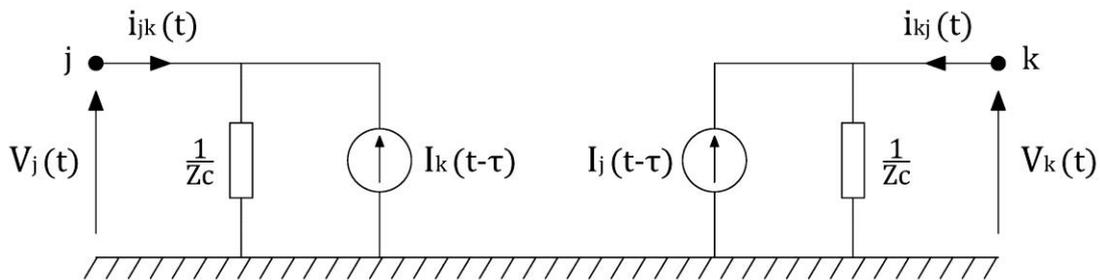


Figura 1.23: Modello equivalente di una linea omogenea priva di perdite a costanti distribuite non dipendenti dalla frequenza, secondo il metodo delle caratteristiche.

In Figura 1.23 non deve stupire il fatto che i due estremi della linea siano galvanicamente isolati tra loro in quanto, a causa del tempo di propagazione non nullo, l'effetto di una perturbazione ad un estremo della linea non può manifestarsi istantaneamente all'estremo opposto, come avviene invece nei circuiti a parametri concentrati.

Una linea priva di perdite non presenta fenomeni di distorsione delle onde viaggianti, in quanto è sempre verificata la condizione:

$$\frac{R'}{L'} = \frac{G'}{C'} \quad (1.19)$$

avendo indicato con R' , L' , G' , C' rispettivamente la resistenza, l'induttanza, la conduttanza e la capacità per unità di lunghezza della linea. Quando la condizione (1.19) è verificata, l'onda di tensione e la corrispondente onda di corrente che si propagano lungo la linea subiscono un'attenuazione esponenziale, ma il loro rapporto si mantiene costante e pari all'impedenza caratteristica della linea Z_c . Mentre nel modello di linea in Figura 1.23 la condizione (1.19) è sempre verificata, avendo posto $R', G' = 0$, nelle linee di trasmissione dell'energia si ha sempre $R' \neq 0$ e $G' \cong 0$, pertanto la condizione (1.19) non è mai verificata. In questo caso, l'onda di tensione e la corrispondente onda di corrente subiscono sempre un'attenuazione esponenziale, ma il loro rapporto non si mantiene costante; di conseguenza, lungo la linea ha luogo una continua riflessione e rifrazione dell'onda viaggiante, la quale viene attenuata e distorta con la coda dell'onda che "guadagna energia" a spese del fronte che diviene sempre meno ripido.

Si osserva che non è possibile rappresentare le perdite distribuite direttamente nel modello equivalente di linea in Figura 1.23, pertanto Dommel propose di trascurare G' e rappresentare la resistenza complessiva della linea, R , con tre resistenze concentrate alle estremità e a metà del tronco di linea, come rappresentato in Figura 1.24. Questo approccio fornisce risultati accettabili se la resistenza complessiva è trascurabile rispetto all'impedenza caratteristica della linea²³, ovvero $R \ll Z_c$.

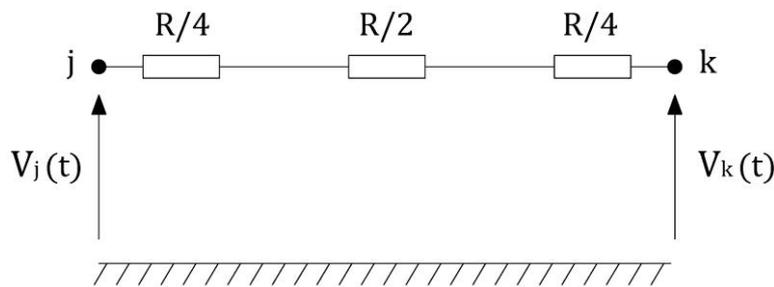


Figura 1.24: Linea omogenea a costanti distribuite non dipendenti dalla frequenza, con resistenze concentrate che approssimano le perdite distribuite.

L'approssimazione introdotta da Dommel consente di rappresentare una linea omogenea a costanti distribuite con perdite, attraverso lo stesso modello equivalente utilizzato per le linee prive di perdite ma con parametri di valore differente, ovvero:

$$Z = Z_c + \frac{R}{4} \quad (1.20)$$

²³ Per le linee aeree trifase questa condizione è generalmente verificata per i parametri di sequenza diretta sino a frequenze di alcuni kHz, ma non per i parametri di sequenza omopolare; di conseguenza, il modello fornisce risultati accettabili solo per correnti di sequenza omopolare molto piccole, o che oscillano a frequenze prossime a quella di calcolo dei parametri del modello. Inoltre, la frequenza di calcolo non deve essere particolarmente elevata per poter verificare la condizione $R \ll Z_c$, altrimenti la linea deve essere suddivisa in tronchi di linea più corti collegati in serie tra loro.

$$I_j(t - \tau) = \frac{1 + h}{2} \cdot \left(\frac{V_j(t - \tau)}{Z_c} + i_{jk}(t - \tau) \right) + \frac{1 - h}{2} \cdot \left(\frac{V_k(t - \tau)}{Z_c} + i_{kj}(t - \tau) \right)$$

$$I_k(t - \tau) = \frac{1 + h}{2} \cdot \left(\frac{V_k(t - \tau)}{Z_c} + i_{kj}(t - \tau) \right) + \frac{1 - h}{2} \cdot \left(\frac{V_j(t - \tau)}{Z_c} + i_{jk}(t - \tau) \right)$$

$$h = \frac{Z_c - \frac{R}{4}}{Z_c + \frac{R}{4}}$$

Dalle (1.20) si ricava il modello equivalente di linea omogenea con perdite a costanti distribuite non dipendenti dalla frequenza, secondo il metodo delle caratteristiche, rappresentato in Figura 1.25.

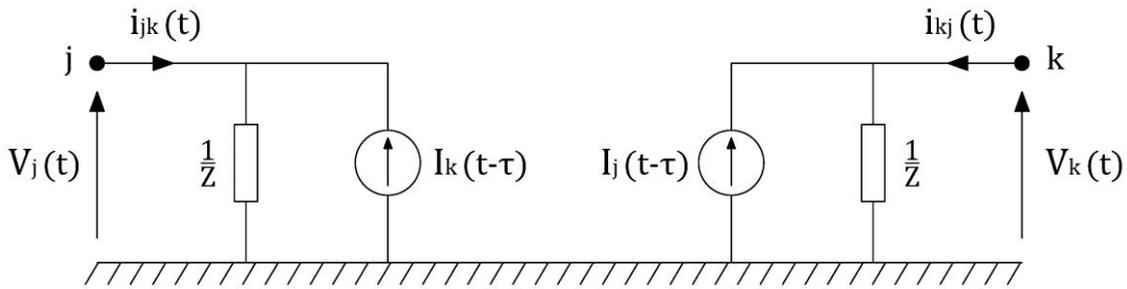


Figura 1.25: Modello equivalente di una linea omogenea con perdite a costanti distribuite non dipendenti dalla frequenza, secondo il metodo delle caratteristiche.

In presenza delle resistenze concentrate in Figura 1.24, le (1.17) possono essere riformulate nel modo seguente:

$$\begin{cases} B_j(t) = \frac{Z_c}{Z_c + \frac{R}{4}} \cdot F_k(t - \tau) + \frac{\frac{R}{4}}{Z_c + \frac{R}{4}} \cdot F_j(t - \tau) \\ B_k(t) = \frac{Z_c}{Z_c + \frac{R}{4}} \cdot F_j(t - \tau) + \frac{\frac{R}{4}}{Z_c + \frac{R}{4}} \cdot F_k(t - \tau) \end{cases} \quad (1.21)$$

Dalle (1.21) si evince che l'onda di tensione che retrocede verso l'estremo j della linea all'istante t è pari alla somma dell'onda di tensione che ha lasciato l'estremo opposto della linea all'istante passato $t - \tau$ e attenuata dalle resistenze concentrate lungo la linea, e dell'onda di tensione che ha lasciato l'estremo j all'istante passato $t - \tau$ e in parte riflessa dalle resistenze concentrate lungo la linea. Analoghe considerazioni valgono per l'estremo k della linea. Si osserva che le onde viaggianti che si propagano lungo la linea costituiscono approssimazioni delle risposte all'impulso di una linea reale con perdite distribuite; infatti, se la resistenza concentrata a metà del tronco di linea venisse suddivisa in un numero elevato di resistenze più piccole, distribuite lungo tutta la linea e collegate tra loro da tratti di linea privi di perdite di lunghezza trascurabile, si avrebbe un elevato numero di onde trasmesse e riflesse dalle resistenze distribuite. Le onde riflesse dalle resistenze vicine all'estremità di partenza tornerebbero indietro in tempi prossimi a zero e con un'attenuazione minore, mentre le onde riflesse dalle resistenze in corrispondenza dell'estremità

di arrivo tornerebbero indietro in tempi prossimi a 2τ e con un'attenuazione maggiore. Dalle considerazioni precedenti si evince che la rappresentazione delle perdite distribuite con resistenze concentrate introdotta da Dommel, riproduce in modo abbastanza soddisfacente l'attenuazione dell'onda viaggiante, anche grazie alla piccola entità delle perdite, ma non riproduce altrettanto bene la distorsione dell'onda prodotta dalle perdite distribuite di una linea reale. Ciononostante, il modello di Dommel può essere utilizzato per la rappresentazione dei singoli collegamenti in corda e in tubo di stazione, che presentano tipicamente lunghezze massime di una decina di metri²⁴, oppure per la rappresentazione dei modelli TL²⁵ dei sostegni delle linee elettriche aeree, che richiedono solo la conoscenza dell'impedenza d'onda e della velocità di propagazione del sostegno²⁶.

1.7 Modello di linea trifase trasposta di Clarke

ATP-EMTP mette a disposizione degli utenti un modello di linea trifase trasposta a costanti distribuite non dipendenti dalla frequenza²⁷. Come noto, le equazioni nel dominio dei fasori di una linea trifase trasposta possono essere disaccoppiate mediante la trasformazione alle componenti simmetriche di Fortescue, che restituisce i parametri di linea alla sequenza diretta, inversa e omopolare. Dato che la trasformazione di Fortescue utilizza coefficienti complessi associati al regime periodico sinusoidale, non è particolarmente adatta per lo studio dei transitori, dove le variabili sono tutte reali. Di conseguenza, ATP-EMTP implementa la trasformazione di Clarke a coefficienti reali [25, 26], detta anche trasformazione α - β -0, che per le linee trifase trasposte restituisce gli stessi parametri di linea alla sequenza diretta, inversa e omopolare che si ottengono con la trasformazione alle componenti simmetriche di Fortescue. Il modello di Clarke viene generato direttamente dalla routine LINE CONSTANTS di ATP-EMTP, attraverso un'apposita opzione che abilita la trasformazione di Clarke sulle matrici $[Z']$ e $[Y']$ dei parametri per unità di lunghezza della linea trifase trasposta, ovvero²⁸:

$$\begin{cases} [Z']^{(s)} = [T]^T [Z'] [T] \\ [Y']^{(s)} = [T]^T [Y'] [T] \end{cases} \quad (1.22)$$

avendo indicato con $[Z']^{(s)}$ e $[Y']^{(s)}$ le matrici dei parametri per unità di lunghezza nel dominio delle componenti simmetriche, e con $[T]$ la matrice di trasformazione di Clarke, costituita da coefficienti reali e costanti che non dipendono dalla particolare linea trifase da trasformare:

²⁴ Si veda il Capitolo 5, paragrafo 5.6.

²⁵ Transmission vertical line model.

²⁶ Si veda il Capitolo 4, paragrafo 4.3.

²⁷ Si osserva che la trasposizione di una linea elettrica aerea elimina le dissimmetrie della linea a frequenza industriale, ma non necessariamente alle frequenze più elevate; infatti, al crescere della frequenza la lunghezza di ciascuna sezione della linea trasposta non è più trascurabile rispetto alla lunghezza d'onda della tensione. In questo caso, ciascuna sezione della linea trasposta deve essere rappresentata con i modelli per linee non trasposte.

²⁸ La trasformazione di Clarke gode della proprietà $[T]^{-1} = [T]^T$, essendo la matrice $[T]$ ortogonale; questa proprietà rende la linea trifase trasposta un caso particolare di linea multi-conduttore non trasposta, per la quale vale la proprietà $[T_i]^{-1} = [T_i]^T$ come illustrato al paragrafo 1.9. Le prime versioni di EMTP utilizzavano la trasformazione di Karrenbauer [27] in luogo di quella di Clarke, che presentava il vantaggio di poter essere applicata a linee trasposte con un numero qualsiasi di conduttori, ma non godeva della proprietà $[T]^{-1} = [T]^T$ in quanto la matrice $[T]$ non era ortogonale.

$$[T] = \frac{1}{\sqrt{3}} \cdot \begin{bmatrix} 1 & \sqrt{2} & 0 \\ 1 & -1/\sqrt{2} & \sqrt{3/2} \\ 1 & -1/\sqrt{2} & -\sqrt{3/2} \end{bmatrix} \quad (1.23)$$

In una linea trifase trasposta le matrici dei parametri di linea per unità di lunghezza sono matrici simmetriche²⁹ del tipo:

$$[Z'] = \begin{bmatrix} Z'_s & Z'_m & Z'_m \\ Z'_m & Z'_s & Z'_m \\ Z'_m & Z'_m & Z'_s \end{bmatrix} \quad [Y'] = j\omega \begin{bmatrix} C'_s & C'_m & C'_m \\ C'_m & C'_s & C'_m \\ C'_m & C'_m & C'_s \end{bmatrix} \quad (1.24)$$

Dal momento che le matrici $[Z']^{(s)}$ e $[Y']^{(s)}$ sono matrici diagonali, la linea trifase trasposta può essere rappresentata come tre linee monofasi alla sequenza diretta, inversa e omopolare, che non presentano accoppiamenti mutui tra loro e i cui parametri per unità di lunghezza valgono rispettivamente:

$$\begin{aligned} Z'_d &= Z'_i = Z'_s - Z'_m & Z'_o &= Z'_s + 2 \cdot Z'_m \\ C'_d &= C'_i = C'_s - C'_m & C'_o &= C'_s + 2 \cdot C'_m \end{aligned} \quad (1.25)$$

Dalle (1.25) si evince che per le linee trifase trasposte sono possibili solo due modi di propagazione distinti, uno che prevede il passaggio di corrente nel terreno e l'altro che prevede la richiusura della corrente nei conduttori in aria. Pertanto, il modello di Clarke richiede solo la conoscenza dei parametri alla sequenza diretta e omopolare della linea.

Nelle linee elettriche aeree la protezione dalle fulminazioni dirette dei conduttori di fase viene generalmente realizzata attraverso funi di guardia disposte al disopra dei conduttori di fase e ancorate ai cimini del sostegno; in questo caso la linea è costituita da più di tre conduttori e non è possibile operare la trasformazione alle componenti simmetriche. Si può comunque ridurre l'ordine delle matrici $[Z']$ e $[Y']$ osservando che le funi di guardia sono continue e vengono messe a terra in corrispondenza di ogni sostegno; in queste condizioni è possibile considerare il potenziale lungo la fune di guardia costante e pari a zero³⁰. Con riferimento alla matrice $[Z']$, se le equazioni della linea sono espresse nel dominio della frequenza è possibile separare le grandezze relative ai conduttori isolati da terra (nel seguito indicate con il pedice 'u') dalle grandezze relative ai conduttori posti a terra attraverso il sostegno (nel seguito indicate con il pedice 'g'), ovvero:

$$-\begin{bmatrix} [\partial \hat{V}_u / \partial x] \\ [\partial \hat{V}_g / \partial x] \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} [Z'_{uu}] & [Z'_{ug}] \\ [Z'_{gu}] & [Z'_{gg}] \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} [\hat{I}_u] \\ [\hat{I}_g] \end{bmatrix} \quad (1.26)$$

Dal momento che $[\partial \hat{V}_g / \partial x] = 0$ è possibile eliminare il vettore $[\hat{I}_g]$ ottenendo così una matrice delle impedenze ridotta $[Z']^{rid}$ di ordine 3, tale che:

$$-[\partial \hat{V}_u / \partial x] = \left[[Z'_{uu}] - [Z'_{ug}] \cdot [Z'_{gg}]^{-1} \cdot [Z'_{gu}] \right] \cdot [\hat{I}_u] = [Z']^{rid} \cdot [\hat{I}_u] \quad (1.27)$$

Analoghe considerazioni valgono per la matrice $[Y']$.

Sulle matrici $[Z']^{rid}$ e $[Y']^{rid}$ è possibile operare la trasformazione di Clarke.

²⁹ Una matrice simmetrica $[A]$ gode della proprietà di essere ortogonalmente diagonalizzabile, ovvero può essere espressa come $[A] = [P][D][P]^T$ con $[D]$ matrice diagonale e $[P]$ matrice ortogonale; questa proprietà garantisce che le matrici simmetriche siano sempre diagonalizzabili.

³⁰ Tale ipotesi è valida sino a frequenze di alcune centinaia di kHz [12].

Data la loro estensione³¹, le linee elettriche aeree 132-150 kV non vengono mai trasposte e devono, pertanto, essere rappresentate con il modello di K.C. Lee per linee multi-conduttore a costanti distribuite, descritto al paragrafo 1.9, oppure con il modello di J.R. Marti per linee multi-conduttore a parametri distribuiti dipendenti dalla frequenza, descritto al paragrafo 1.11.

1.8 Modello di linea multi-conduttore a costanti distribuite non dipendenti dalla frequenza

Si considera una linea elettrica aerea multi-conduttore omogenea, priva di perdite, a costanti distribuite non dipendenti dalla frequenza³². Come noto, le grandezze elettriche che interessano un generico tratto di linea di lunghezza infinitesima alla generica ascissa x e all'istante t sono legate tra loro dal seguente sistema di equazioni:

$$\begin{cases} \frac{\partial^2[V(x, t)]}{\partial x^2} = [L'] [C'] \frac{\partial^2[V(x, t)]}{\partial t^2} \\ \frac{\partial^2[i(x, t)]}{\partial x^2} = [C'] [L'] \frac{\partial^2[i(x, t)]}{\partial t^2} \end{cases} \quad (1.28)$$

avendo indicato con $[L']$ e $[C']$, rispettivamente, le matrici delle induttanze e delle capacità per unità di lunghezza della linea.

L'accoppiamento esistente tra le equazioni rende ardua l'integrazione del sistema, tuttavia per una generica linea con n conduttori esistono n modi di propagazione indipendenti, di conseguenza la linea può essere studiata in termini di quantità elettriche associate ai suoi modi. Nell'ipotesi che le matrici $[L'] [C']$ e $[C'] [L']$ siano diagonalizzabili³³, è possibile effettuare la conversione tra grandezze di fase e grandezze modali attraverso una matrice di trasformazione delle tensioni $[T_V]$ e una matrice di trasformazione delle correnti $[T_I]$, le cui colonne sono costituite dagli autovettori³⁴ delle matrici $[L'] [C']$ e $[C'] [L']$ rispettivamente, ovvero [26, 28, 29]:

$$\begin{cases} [V(x, t)] = [T_V] [V_m(x, t)] \\ [i(x, t)] = [T_I] [i_m(x, t)] \end{cases} \quad (1.29)$$

A differenza della matrice di trasformazione di Clarke per linee aeree trifase trasposte, le matrici $[T_V]$ e $[T_I]$ per linee aeree multi-conduttore non trasposte sono, in generale, matrici a coefficienti complessi che dipendono dalla frequenza e dalla particolare configurazione della linea, tuttavia per linee prive di perdite a costanti distribuite i coefficienti delle matrici di trasformazione sono reali e costanti. Pertanto, sostituendo le (1.29) nel sistema di equazioni (1.28) si ottiene:

$$\begin{cases} \frac{\partial^2}{\partial x^2} [V_m(x, t)] = [T_V]^{-1} [L'] [C'] [T_V] \cdot \frac{\partial^2}{\partial t^2} [V_m(x, t)] \\ \frac{\partial^2}{\partial x^2} [i_m(x, t)] = [T_I]^{-1} [C'] [L'] [T_I] \cdot \frac{\partial^2}{\partial t^2} [i_m(x, t)] \end{cases} \quad (1.30)$$

³¹ In Italia le linee aeree 132-150 kV non superano generalmente i 50 km di lunghezza.

³² I modelli di linea aerea omogenea, priva di perdite, a costanti distribuite trovano impiego negli studi di fulminazione limitati a poche campate di linea, oppure per la rappresentazione dei collegamenti di stazione. Si veda il paragrafo 1.14.

³³ Si veda il paragrafo 1.9.

³⁴ Gli autovettori possono essere scalati in modo arbitrario, di conseguenza le matrici $[T_V]$ e $[T_I]$ non sono definite in modo univoco.

Il sistema (1.30) è costituito da equazioni differenziali tra loro indipendenti, in quanto le matrici $[T_V]^{-1}[L'][C'][T_V]$ e $[T_I]^{-1}[C'][L][T_I]$ sono entrambe diagonali.

Le tensioni e le correnti modali si propagano lungo la linea multi-conduttore con modalità analoghe a quelle della propagazione delle tensioni e delle correnti in una linea monofase, ma con velocità di propagazione τ_m in generale differente da modo a modo. Con riferimento per semplicità all'estremo j di una linea multi-conduttore, per ciascun modo di propagazione $i \in [1; n]$ varranno equazioni analoghe alle (1.14), ovvero:

$$V_j^{(i)}(t) - Z_{c,m}^{(i)} i_{jk}^{(i)}(t) = V_k^{(i)}(t - \tau_m^{(i)}) + Z_c^{(i)} i_{kj}^{(i)}(t - \tau_m^{(i)}) \quad (1.31)$$

Nella (1.31) si è indicato con:

$Z_c^{(i)}$: l'impedenza caratteristica nella propagazione delle tensioni e correnti di modo i ;

$\tau_m^{(i)}$: il tempo di percorrenza della linea ad opera delle onde elettromagnetiche di modo i .

La (1.31) può essere riformulata nel modo seguente:

$$i_{jk}^{(i)}(t) = \frac{V_j^{(i)}(t)}{Z_{c,m}^{(i)}} - \frac{V_k^{(i)}(t - \tau_m^{(i)})}{Z_{c,m}^{(i)}} - i_{kj}^{(i)}(t - \tau_m^{(i)}) = \frac{V_j^{(i)}(t)}{Z_{c,m}^{(i)}} - I_k^{(i)}(t - \tau_m^{(i)}) \quad (1.32)$$

Tenendo conto della (1.32) e considerando tutti i modi possibili di propagazione, per ciascun estremo della linea è possibile scrivere:

$$[i_m(t)] = [Z_{c,m}]^{-1} [V_m(t)] - [I_m(t - \tau_m)] \quad (1.33)$$

Nella (1.33) si è indicato con:

$[Z_{c,m}]^{-1}$: l'inversa della matrice diagonale delle impedenze caratteristiche modali;

$[I_m(t - \tau_m)]$: il vettore delle correnti modali prodotte da generatori di corrente che dipendono dai valori di tensione e corrente modali all'estremo opposto della linea all'istante passato $t - \tau_m$.

Attraverso semplici trasformazioni è possibile esprimere la (1.33) nel dominio delle fasi:

$$[i(t)] = [T_I][Z_{c,m}]^{-1}[T_V]^{-1}[V(t)] - [T_I][I_m(t - \tau_m)] = [G_L][V(t)] - [I(t - \tau)] \quad (1.34)$$

Nella (1.34) si è indicato con:

$[G_L]$: la matrice di una rete di conduttanze collegate a ciascun estremo della linea;

$[I(t - \tau)]$: il vettore delle correnti prodotte da generatori di corrente che dipendono dai valori di tensione e corrente all'estremo opposto della linea all'istante passato $t - \tau$.

La (1.34) è analoga alle (1.18) ricavate per una linea monofase priva di perdite, dove al posto di un'unica conduttanza di valore pari al reciproco dell'impedenza caratteristica della linea Z_c , è presente la matrice delle conduttanze $[G_L]$. Pertanto, il modello equivalente della linea multi-conduttore è quello riportato in Figura 1.26, nel quale per semplicità è stata rappresentata una linea trifase vista dall'estremo j , essendo i circuiti equivalenti ai due estremi della linea simili uno all'altro.

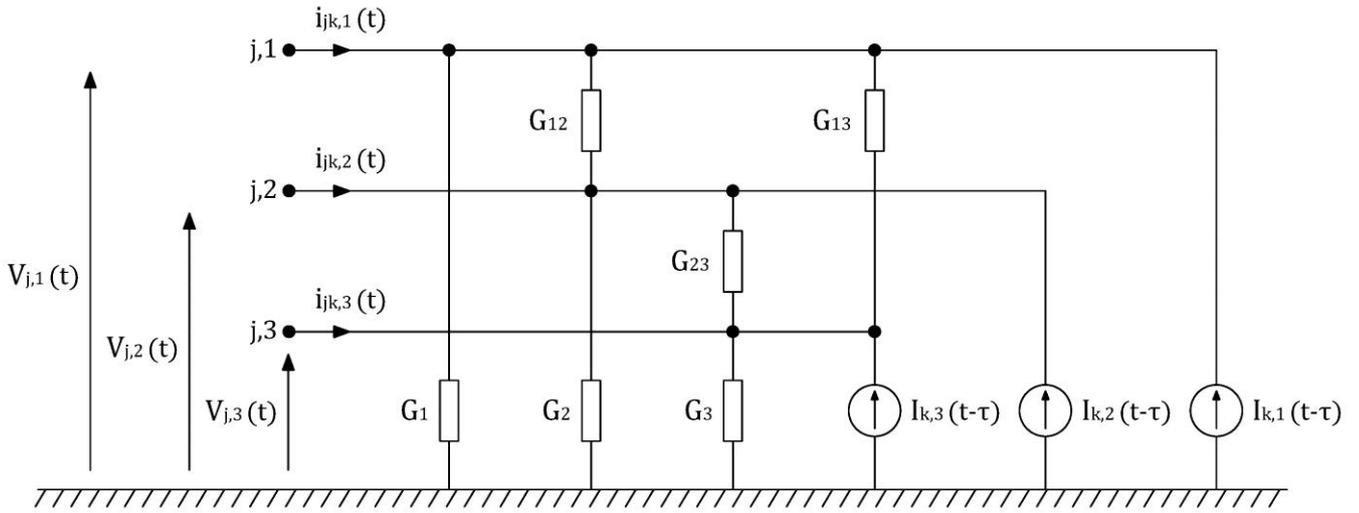


Figura 1.26: Modello equivalente di una linea trifase omogenea priva di perdite a costanti distribuite non dipendenti dalla frequenza, secondo il metodo delle caratteristiche, vista dall'estremo j .

Qualora si vogliano considerare nel modello anche le perdite distribuite, queste possono essere rappresentate per ciascun modo di propagazione con tre resistenze concentrate alle estremità e a metà del tronco di linea, andando poi a modificare in modo opportuno i coefficienti della matrice delle conduttanze $[G_L]$, come per il modello di linea monofase a costanti distribuite di Dommel.

1.9 Modello di linea multi-conduttore non trasposta di K.C. Lee

ATP-EMTP mette a disposizione degli utenti un modello di linea multi-conduttore non trasposta a costanti distribuite non dipendenti dalla frequenza, detto anche di K.C. Lee [30]. Per le linee aeree trifase 132-150 kV senza funi di guardia sono possibili tre modi di propagazione distinti, uno che prevede il passaggio di corrente nel terreno e gli altri due che prevedono la richiusura della corrente nei conduttori in aria; in questo caso, il modello di K.C. Lee richiede la conoscenza dei parametri alla sequenza diretta, inversa e omopolare della linea. Al contrario, per linee aeree trifase 132-150 kV con fune di guardia i modi che prevedono la richiusura della corrente nei conduttori in aria sono tre, pertanto il modello di K.C. Lee richiede la conoscenza dei parametri di linea per quattro modi di propagazione distinti.³⁵

Il modello di K.C. Lee viene generato direttamente dalla routine LINE CONSTANTS di ATP-EMTP, attraverso un'apposita opzione che abilita la trasformazione delle matrici $[Z']$ e $[Y']$ dei parametri per unità di lunghezza della linea, ovvero:

$$\begin{cases} [Z'_m] = [T_V]^{-1}[Z'][T_I] \\ [Y'_m] = [T_I]^{-1}[Y'][T_V] \end{cases} \quad (1.35)$$

avendo indicato con $[Z'_m]$ e $[Y'_m]$ le matrici delle impedenze e delle ammettenze modali per unità di lunghezza.

³⁵ Nel caso di linee con più di tre conduttori è improprio parlare di parametri di sequenza diretta, inversa e omopolare, in analogia alla trasformazione alle componenti simmetriche di Fortescue; pertanto, si parlerà in generale di modi di propagazione e parametri di linea nel dominio modale.

La routine LINE CONSTANTS calcola la matrice di trasformazione delle correnti $[T_I]$ risolvendo un classico problema agli autovalori/autovettori, ovvero:

$$[T_I]^{-1}[Y'][Z'][T_I] = [\Lambda] \quad (1.36)$$

avendo indicato con $[\Lambda]$ una matrice diagonale che presenta sulla diagonale principale gli autovalori del prodotto $[Y'][Z']$. Non è necessario risolvere lo stesso problema agli autovalori/autovettori anche per il calcolo della matrice di trasformazione delle tensioni $[T_V]$, in quanto quest'ultima può essere ricavata per inversione della matrice $[T_I]$, essendo:

$$[T_I]^{-1} = [T_V]^T \quad (1.37)$$

Si osserva che non tutte le matrici sono diagonalizzabili³⁶ [31]. Come noto, in una linea polifase che presenta un piano di simmetria verticale, i modi di propagazione possono essere raggruppati in due sottoinsiemi distinti, il primo relativo ai modi simmetrici e il secondo relativo ai modi anti-simmetrici [26]; in particolare, per una linea trifase si hanno due modi simmetrici in aria e nel terreno rispettivamente, e un modo anti-simmetrico in aria. Qualora i due modi simmetrici presentino due autovalori coincidenti, la matrice non risulta diagonalizzabile; questa situazione può verificarsi per una disposizione dei conduttori di fase che presenta un piano di simmetria verticale, come ad esempio nel caso di una linea trifase con i conduttori più esterni paralleli tra loro e alla stessa altezza rispetto al terreno. La probabilità che la matrice $[Y'][Z']$ non risulti diagonalizzabile è maggiore per valori elevati di frequenza e per basse resistività del terreno [32, 33]. L'effetto delle funi di guardia può essere trascurato in quanto quest'ultime possono causare problemi di diagonalizzazione solo nei casi in cui la disposizione dei conduttori di fase sia già prossima ad una configurazione critica [33].

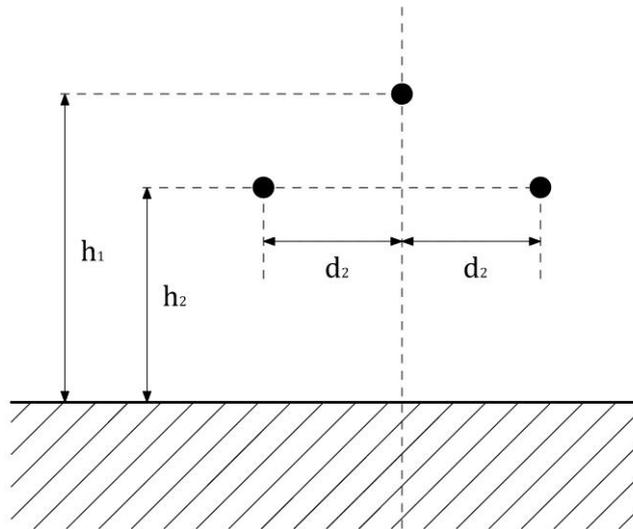


Figura 1.27: Generica disposizione dei conduttori di fase che presenta un piano di simmetria verticale.

In generale, i problemi di diagonalizzazione della matrice $[Y'][Z']$ non riguardano le linee elettriche aeree 132-150 kV in quanto la disposizione delle fasi in corrispondenza dei sostegni di

³⁶ Una matrice $[A]$ è diagonalizzabile se esiste una matrice invertibile $[P]$ e una matrice diagonale $[D]$ tale che $[A] = [P][D][P]^{-1}$. Affinché la matrice $[A]$ sia diagonalizzabile, la molteplicità geometrica deve essere uguale alla molteplicità algebrica per tutti gli autovalori della matrice $[A]$. Una matrice non diagonalizzabile può essere, tuttavia, diagonalizzata a blocchi nella forma canonica di Jordan.

amarro e sospensione non presenta una simmetria verticale, come evidenziato in Figura 1.1. Al contrario, il palo gatto di stazione presenta i due conduttori di fase più esterni paralleli tra loro e alla stessa altezza rispetto al terreno, tuttavia la campata tra il sostegno capolinea e il palo gatto è una campata a dislivello con una differente disposizione delle fasi alla partenza e all'arrivo, per cui i conduttori di fase presentano una reale simmetria verticale solo in corrispondenza degli armamenti di amarro al palo gatto³⁷.

La matrice diagonale $[\Lambda]$ degli autovalori del prodotto $[Y'][Z']$ coincide con la matrice dei quadrati delle costanti di propagazione nel dominio modale, ovvero³⁸:

$$[\Lambda] = [k_m^2] = [Z'_m][Y'_m] \quad (1.38)$$

Nota la matrice $[k_m^2]$, il vettore $[\tau_m]$ può essere ricavato andando a calcolare i tempi di propagazione per ciascun modo $i \in [1; n]$, nell'ipotesi di linea priva di perdite, ovvero:

$$\tau_m^{(i)} = l \cdot k_m^{(i)} = l \cdot \sqrt{L_m^{(i)} \cdot C_m^{(i)}} \quad (1.39)$$

avendo indicato con l la lunghezza della linea.

Allo stesso modo, la matrice diagonale $[Z_{c,m}]$ può essere ricavata andando a calcolare l'impedenza caratteristica per ciascun modo di propagazione $i \in [1; n]$, ovvero:

$$Z_{c,m}^{(i)} = \sqrt{\frac{L_m^{(i)}}{C_m^{(i)}}} = \frac{k_m^{(i)}}{C_m^{(i)}} \quad (1.40)$$

Si osserva che le matrici $[T_I]$ e $[T_V]$ per una linea multi-conduttore non trasposta sono, in generale, matrici a coefficienti complessi, tuttavia le matrici di trasformazione che compaiono nella (1.34) sono matrici a coefficienti reali, dal momento che il modello di K.C. Lee è stato ricavato nell'ipotesi di linea ideale priva di perdite³⁹. Di conseguenza, le matrici $[T_I]$ e $[T_V]$ a coefficienti complessi calcolate dalla routine LINE CONSTANTS devono essere ricondotte a matrici a coefficienti reali attivando la funzione "full complex transformation matrix", che ruota gli autovettori in corrispondenza dell'asse reale del piano complesso in modo da rendere trascurabile la loro parte immaginaria⁴⁰. Se la rotazione degli autovettori non venisse effettuata, durante la simulazione in regime transitorio ATP-EMTP prenderebbe in considerazione la sola parte reale dei coefficienti delle matrici $[T_I]$ e $[T_V]$, troncando così la loro parte immaginaria e introducendo errori significativi nei risultati delle simulazioni.

Si osserva, inoltre, che i coefficienti delle matrici $[T_I]$ e $[T_V]$ per una linea multi-conduttore non trasposta sono, in generale, dipendenti dalla frequenza, tuttavia le matrici di trasformazione che compaiono nella (1.34) sono matrici a coefficienti costanti, dal momento che il modello di K.C. Lee

³⁷ I problemi di diagonalizzazione della matrice $[Y'][Z']$ possono riguardare le linee elettriche aeree 220 kV e 380 kV con sostegni a delta rovescio, nei quali i conduttori di fase vengono disposti in piano per ridurre l'altezza utile dei sostegni. Inoltre, i problemi di diagonalizzazione possono riguardare il sistema di sbarre collettrici di stazione su tutti i livelli di tensione. Si veda il Capitolo 5, paragrafo 5.6.

³⁸ Si rammenta che per una linea monofase la costante di propagazione è pari a $k = \sqrt{Z' \cdot Y'}$.

³⁹ Le perdite distribuite devono essere rappresentate esternamente al modello di linea, attraverso resistenze concentrate alle estremità e a metà del tronco di linea.

⁴⁰ Si rammenta che gli autovettori possono essere scalati in modo arbitrario, di conseguenza le matrici $[T_V]$ e $[T_I]$ non sono definite in modo univoco.

è stato ricavato nell'ipotesi di linea ideale a costanti distribuite non dipendenti dalla frequenza. Di conseguenza, i parametri di linea e i coefficienti delle matrici di trasformazione modale devono essere calcolati ad una specifica frequenza definita dall'utente, rappresentativa dell'intervallo di frequenze di interesse per lo studio delle sovratensioni di origine atmosferica.

La Figura 1.28 mostra la trasformata di Fourier normalizzata di un'onda di tensione 1,2-50 μs rappresentativa delle sovratensioni di origine atmosferica, confrontata con un'onda trunca di tensione con troncatura della coda rispettivamente a 4 μs e 0,5 μs dall'istante iniziale dell'onda. L'onda di tensione normalizzata 1,2-50 μs presenta componenti armoniche significative sino a qualche decina di kHz, mentre le onde troncate, quali ad esempio quelle prodotte dalla scarica su una catena di isolatori di linea o sulle corna spinterometriche dell'armamento di amarro al portale di stazione, possono presentare componenti significative sino a diverse centinaia di kHz.

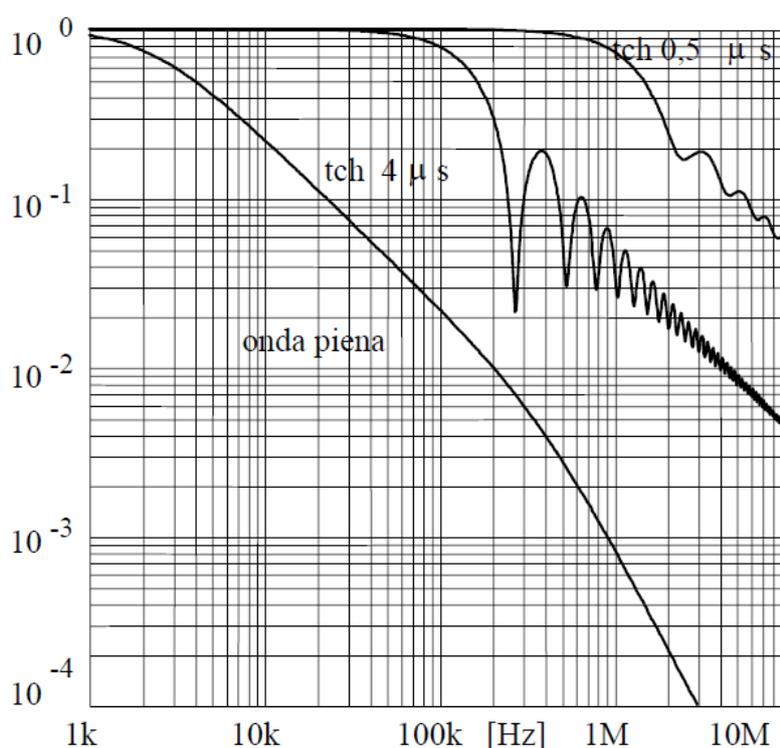


Figura 1.28: Trasformata di Fourier normalizzata di impulsi di fulminazione pieni e troncati. [34]

Sebbene il modello di K.C. Lee risulti più efficiente e veloce rispetto ai modelli di linea a parametri distribuiti dipendenti dalla frequenza, tuttavia le approssimazioni introdotte dal modello sono accettabili solo per le linee elettriche aeree a singola terna, ma non per la modellazione delle linee aeree a doppia terna o con lunghi parallelismi, e per la modellazione delle linee in cavo, le cui matrici di trasformazione modale dipendono in modo significativo dalla frequenza [12]. Di conseguenza, per la rappresentazione di linee aeree in doppia terna e linee in cavo è preferibile utilizzare modelli di linea a parametri distribuiti dipendenti dalla frequenza.

1.10 Modello di linea multi-conduttore a parametri distribuiti dipendenti dalla frequenza

Per una linea multi-conduttore omogenea a parametri distribuiti dipendenti dalla frequenza, le grandezze elettriche che interessano un generico tratto di linea di lunghezza infinitesima alla generica ascissa x , sono legate tra loro dal seguente sistema di equazioni:

$$\begin{cases} -\frac{\partial}{\partial x} [\hat{V}(x)] = [R'(\omega)][\hat{I}(x)] + j\omega[L'(\omega)][\hat{I}(x)] \\ -\frac{\partial}{\partial x} [\hat{I}(x)] = [G'(\omega)][\hat{V}(x)] + j\omega[C'(\omega)][\hat{V}(x)] \end{cases} \quad (1.41)$$

avendo indicato con $[R'(\omega)]$, $[L'(\omega)]$, $[G'(\omega)]$, $[C'(\omega)]$ le matrici dei parametri per unità di lunghezza della linea, che sono in generale dipendenti dalla frequenza.

Con riferimento per semplicità ad una linea monofase, detti j e k gli estremi della linea e l la sua lunghezza, la soluzione delle (1.41) è data dal seguente sistema di equazioni che legano tra loro tensioni e correnti ai due estremi della linea:

$$\begin{cases} \hat{V}_j = A \cdot \hat{V}_k - B \cdot \hat{I}_{kj} \\ \hat{I}_{jk} = C \cdot \hat{V}_k - D \cdot \hat{I}_{kj} \end{cases} \quad (1.42)$$

Nelle (1.42) si è indicato con:

$$A = \cosh(kl)$$

$$B = \sinh(kl)$$

$$C = \frac{1}{Z_c} \cdot \sinh(\gamma l)$$

$$D = A$$

$k = \sqrt{(R' + j\omega L')(G' + j\omega C')}$: la costante di propagazione della linea;

$Z_c = \sqrt{(R' + j\omega L')/(G' + j\omega C')}$: l'impedenza caratteristica della linea.

Sottraendo dalla prima equazione in (1.42) la seconda moltiplicata per Z_c , e ricordando che:

$$\cosh(kl) - \sinh(kl) = e^{-kl} \quad (1.43)$$

si ottiene:

$$\hat{I}_{jk} = \frac{\hat{V}_j}{Z_c} - \left(\frac{\hat{V}_k}{Z_c} + \hat{I}_{kj} \right) \cdot e^{-kl} = \frac{\hat{V}_j}{Z_c} - \frac{1}{Z_c} (\hat{V}_k + Z_c \hat{I}_{kj}) \cdot H(\omega) \quad (1.44)$$

La (1.44) è analoga alle (1.18) ricavate con il metodo delle caratteristiche per una linea a costanti distribuite priva di perdite, con la differenza che la (1.44) è espressa nel dominio della frequenza, mentre le (1.18) sono espresse nel dominio del tempo. Inoltre, nella (1.44) compare il termine $H(\omega)$ che prende il nome di funzione di propagazione ed è definita come:

$$H(\omega) = e^{-k(\omega)l} = e^{-\alpha(\omega)l} \cdot e^{-j\beta(\omega)l} \quad (1.45)$$

essendo la costante di propagazione della linea esprimibile come $k(\omega) = \alpha(\omega) + j\beta(\omega)$.

Si osserva che la funzione di propagazione contiene un fattore di attenuazione $e^{-\alpha(\omega)l}$ e un fattore di sfasamento $e^{-j\beta(\omega)l}$ che sono entrambi dipendenti dalla frequenza, pertanto le onde che si propagano lungo la linea risultano attenuate e distorte.

La (1.44) non può essere implementata direttamente in ATP-EMTP essendo espressa nel dominio della frequenza, mentre in ATP-EMTP le equazioni differenziali che descrivono il sistema vengono risolte nel dominio del tempo attraverso la regola dell'integrazione trapezoidale. Dal momento che i parametri della linea sono in generale funzione della frequenza per via dell'effetto pelle nei conduttori e nel terreno, non è immediato ricavare l'equazione corrispondente alla (1.44) nel dominio del tempo. In particolare, per passare dal dominio della frequenza al dominio del tempo è necessario anti-trasformare secondo Fourier i termini della (1.44), ovvero:

$$i_{jk}(t) = \mathcal{F}^{-1}[\hat{I}_{jk}] = \mathcal{F}^{-1}\left[\frac{\hat{V}_j}{Z_c(\omega)}\right] - \mathcal{F}^{-1}\left[\left(\frac{\hat{V}_k}{Z_c(\omega)} + \hat{I}_{kj}\right) \cdot H(\omega)\right] \quad (1.46)$$

Si osserva che le funzioni da anti-trasformare devono essere limitate in frequenza, con il rischio di una perdita di dettagli nelle corrispondenti forme nel dominio del tempo; inoltre, la parte reale e la parte immaginaria della funzione di propagazione $H(\omega)$ possono presentare un comportamento marcatamente oscillatorio alle alte frequenze, che renderebbe necessario aumentare il numero di punti di campionamento in frequenza. Di conseguenza, l'operazione di anti-trasformata di Fourier della (1.46) può risultare molto onerosa dal punto di vista computazionale e può presentare problemi di precisione.

Per una linea a costanti distribuite priva di perdite la (1.45) si semplifica nel modo seguente:

$$e^{-k(\omega)l} \cong e^{-j\omega\tau} \quad (1.47)$$

Poiché uno sfasamento nel dominio della frequenza corrisponde ad un ritardo τ nel dominio del tempo, ovvero:

$$\mathcal{F}^{-1}[F(j\omega) \cdot e^{-j\omega\tau}] = F(t - \tau) \quad (1.48)$$

la (1.46) si riduce alle (1.18) ricavate con il metodo delle caratteristiche per una linea a costanti distribuite priva di perdite. Di conseguenza, le (1.18) rappresentano un caso particolare della (1.46).

1.11 Modello di linea a parametri distribuiti dipendenti dalla frequenza di J.R. Marti

In ATP-EMTP sono disponibili due tipologie di modelli di linea a parametri distribuiti dipendenti dalla frequenza: i modelli di linea nel dominio modale, quali ad esempio il modello di Semlyen [35] e il modello di J.R. Marti [36, 37], e i modelli di linea nel dominio delle fasi, quale ad esempio il modello ARMA [38, 39]. Di seguito viene descritto il modello di linea nel dominio modale di J.R. Marti, attualmente il più utilizzato per la modellazione delle linee aeree trifase a singola terna in ATP-EMTP.

Con riferimento alla (1.46) ricavata per una linea omogenea a parametri distribuiti dipendenti dalla frequenza, detta $F_m(t)$ l'anti-trasformata della funzione $\hat{V}_k/Z_c(\omega) + \hat{I}_{kj}$, tale che:

$$F_m(t) = \mathcal{F}^{-1} \left[\frac{\hat{V}_k}{Z_c(\omega)} + \hat{I}_{kj} \right] \quad (1.49)$$

e detta $h(t)$ l'anti-trasformata della funzione $H(j\omega)$, tale che:

$$h(t) = \mathcal{F}^{-1}[H(\omega)] \quad (1.50)$$

poiché l'anti-trasformata del prodotto di due funzioni nel dominio della frequenza corrisponde all'integrale di convoluzione delle loro anti-trasformate nel dominio del tempo⁴¹, risulta:

$$i_{jk}(t) = \mathcal{F}^{-1} \left[\frac{\hat{V}_j}{Z_c(\omega)} \right] - \int_{\tau_{min}}^{\tau_{max}} F_m(t - \tau) h(\tau) d\tau \quad (1.51)$$

Nella (1.51) si è indicato con:

τ_{min} : il tempo di percorrenza della linea ad opera delle componenti più veloci dell'onda viaggiante;

τ_{max} : il tempo di percorrenza della linea ad opera delle componenti più lente dell'onda viaggiante.

Anziché calcolare l'anti-trasformata di Fourier della $\hat{V}_j/Z_c(\omega)$, il modello di J.R. Marti rappresenta direttamente la $Z_c(\omega)$ nel dominio del tempo attraverso una rete circuitale lineare in grado di replicare il suo comportamento in frequenza⁴². Allo scopo, la routine JMARTI SETUP implementata in ATP-EMTP ricava l'impedenza caratteristica $Z_c(\omega)$ all'interno di un intervallo di frequenze specificato dall'utente, a partire dai parametri di linea calcolati dalla routine LINE CONSTANTS, ovvero:

$$Z_c(\omega) = \sqrt{\frac{R'(\omega) + j\omega L'(\omega)}{G' + j\omega C'}} \quad (1.52)$$

La $Z_c(\omega)$ è nota per un numero discreto di frequenze⁴³, per cui deve essere approssimata mediante una funzione razionale che consenta di sintetizzare una rete lineare equivalente. In particolare, il modello di J.R. Marti approssima la $Z_c(\omega)$ mediante una funzione razionale nella variabile complessa $s = j\omega$, del tipo:

$$Z_c(s) = k \cdot \frac{(s + z_1)(s + z_2) \cdot \dots \cdot (s + z_N)}{(s + p_1)(s + p_2) \cdot \dots \cdot (s + p_N)} \quad (1.53)$$

⁴¹ L'operazione di convoluzione tra due funzioni è definita come $(f * g) = \int_{-\infty}^{+\infty} f(\tau) g(t - \tau) d\tau$.

⁴² Si osserva che l'impedenza caratteristica $Z_c(\omega)$ è dipendente dalla frequenza, per cui non può essere rappresentata in ATP-EMTP con una semplice resistenza di valore costante, o matrice di resistenze di valore costante come nel caso di linee multi-conduttore a costanti distribuite.

⁴³ La routine JMARTI SETUP richiama in modo iterativo la routine LINE CONSTANT da una frequenza minima prossima a zero ad una frequenza massima in corrispondenza della quale l'impedenza caratteristica è praticamente costante.

Dato che il numero dei poli è uguale al numero degli zeri, la (1.53) può essere sviluppata in frazioni parziali come di seguito riportato⁴⁴:

$$Z_c(s) = k_o + \frac{k_1}{s + p_1} + \frac{k_2}{s + p_2} + \dots + \frac{k_N}{s + p_N} \quad (1.54)$$

Se i poli e gli zeri della funzione razionale approssimata sono tutti reali, negativi e semplici, la (1.54) consente di realizzare una rete circuitale equivalente di tipo R-C (resistivo-capacitivo); in particolare, il modello di J.R. Marti utilizza una rappresentazione basata sulla rete serie Foster in Figura 1.29-a, i cui parametri possono essere ricavati a partire dai poli e dalle costanti della funzione razionale approssimata, ovvero:

$$R_o = k_o, \quad R_i = \frac{k_i}{p_i}, \quad C_i = \frac{1}{k_i} \quad (1.55)$$

In ATP-EMTP la rete serie Foster in Figura 1.29-a viene ricondotta all'equivalente di Norton rappresentato in Figura 1.29-b, costituito da una conduttanza di valore costante G_{eq} , in parallelo ad un generatore di corrente che tiene conto della storia passata della corrente nelle capacità della rete.

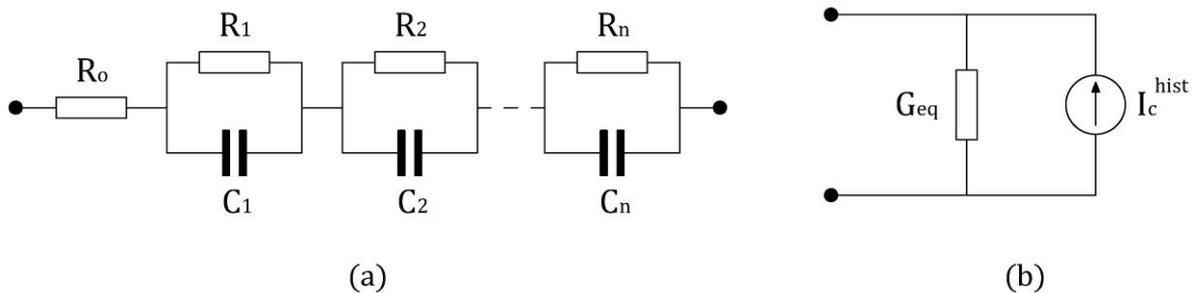


Figura 1.29: (a) Rete serie Foster. (b) Circuito equivalente in ATP-EMTP.

Questa rappresentazione è resa possibile dal metodo di integrazione numerica adottato da ATP-EMTP, basato sulla regola trapezoidale, il quale consente di ridurre un ramo capacitivo all'equivalente di Norton costituito da una conduttanza in parallelo ad un generatore che tiene conto della storia passata della corrente nella capacità, come mostrato in Figura 1.30.

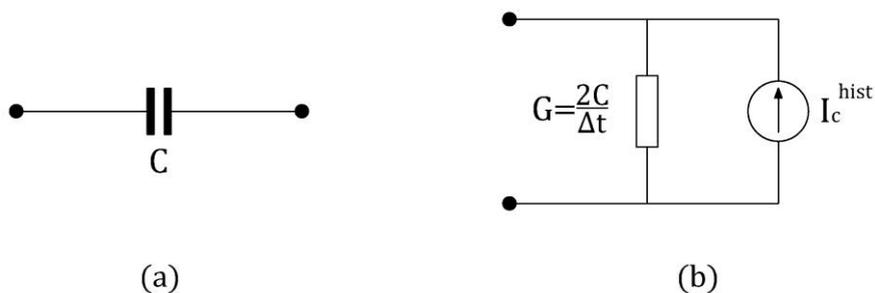


Figura 1.30: Metodo di integrazione numerica basato sulla regola trapezoidale.
(a) Ramo capacitivo. (b) Circuito equivalente in ATP-EMTP.

⁴⁴ Se il numero di poli della funzione razionale è uguale al numero degli zeri, nello sviluppo in frazioni parziali compare un termine k_o positivo e reale, che nella rete serie Foster viene rappresentato con un ramo resistivo R_o . Si veda Figura 1.29.

La funzione di propagazione $h(t)$ che compare nell'integrale di convoluzione rappresenta la funzione di risposta della linea a un impulso di tensione di ampiezza unitaria che transita lungo la linea. In una linea a parametri distribuiti dipendenti dalla frequenza le onde di tensione che transitano lungo la linea vengono distorte a causa dell'attenuazione e della differente velocità di propagazione alle varie frequenze, mentre in una linea a costanti distribuite le onde di tensione vengono attenuate ma mantengono la loro forma. Di conseguenza, mentre per le linee a costanti distribuite è sufficiente conoscere la storia passata all'istante $t - \tau$, in una linea a parametri distribuiti dipendenti dalla frequenza è necessario conoscere la storia passata in più istanti ponderati dalla funzione di peso $h(t)$. Gli estremi di integrazione dell'integrale di convoluzione tengono conto del fatto che la funzione di propagazione $h(t)$ è una funzione impulsiva diversa da zero solo nell'intervallo $\tau_{min} - \tau_{max}$, in quanto la linea è terminata sulla sua impedenza caratteristica $Z_c(\omega)$ ⁴⁵.

Il calcolo dell'integrale di convoluzione richiede un'integrazione numerica che può risultare onerosa dal punto di vista computazionale, di conseguenza il modello di J.R. Marti rappresenta la funzione di propagazione come somma di termini esponenziali semplici del tipo:

$$h(t) = k_1 \cdot e^{-p_1 \cdot (t-\tau)} + k_2 \cdot e^{-p_2 \cdot (t-\tau)} + \dots + k_m \cdot e^{-p_m \cdot (t-\tau)} \quad (1.56)$$

Se la $h(t)$ è espressa come somma di termini esponenziali semplici, è possibile applicare la proprietà della convoluzione ricorsiva, che rende più efficiente il calcolo dell'integrale di convoluzione. Per illustrare le basi della convoluzione ricorsiva [35, 42], si considera l'operazione di convoluzione tra due funzioni $h(t)$ e $f(t)$ definita come:

$$g(t) = h(t) * f(t) = \int_{-\infty}^{+\infty} h(\tau) f(t - \tau) d\tau = \int_0^{+\infty} A e^{-b\tau} f(t - \tau) d\tau \quad (1.57)$$

avendo posto $h(t) = A e^{-bt}$ per $t > 0$.

All'istante $t = t + \Delta t$ è possibile scrivere:

$$g(t + \Delta t) = \int_0^{+\infty} A e^{-b\tau} f(t + \Delta t - \tau) d\tau = e^{-b\Delta t} \left[\int_{-\Delta t}^0 A e^{-bz} f(t - z) dz + g(t) \right] \quad (1.58)$$

avendo effettuato il cambio di variabile $z = \tau - \Delta t$.

Nella (1.58) compare la funzione $f(t - z)$ che può essere approssimata come:

$$f(t - z) \cong \frac{f(t) - f(t + \Delta t)}{\Delta t} \cdot z + f(t) = k_1 z + k_2 \quad z \in [-\Delta t; 0] \quad (1.59)$$

Tenendo conto della (1.59) è possibile riscrivere la (1.58) in modo ricorsivo come:

⁴⁵ I primi modelli di linea a parametri distribuiti dipendenti dalla frequenza basati sul metodo delle caratteristiche [40 - 42], terminavano il modello di linea su impedenze differenti da quella caratteristica $Z_c(\omega)$, che generavano quindi riflessioni multiple alle estremità della linea. Di conseguenza, le funzioni di trasferimento erano costituite da treni di impulsi attenuati e distorti ed era necessario estendere gli estremi dell'integrale di convoluzione ben oltre τ_{max} , rendendo l'operazione di convoluzione molto onerosa dal punto di vista computazionale. Inoltre, l'operazione di convoluzione poteva presentare problemi di precisione per funzioni di trasferimento con impulsi a fronte molto ripido, oppure con impulsi molto appiattiti.

$$\begin{aligned}
g(t + \Delta t) &= e^{-b\Delta t} \left[\int_{-\Delta t}^0 A e^{-bz} (k_1 z + k_2) dz \right] + e^{-b\Delta t} g(t) \\
&= \alpha f(t) + \beta f(t + \Delta t) + \gamma g(t)
\end{aligned} \tag{1.60}$$

Il calcolo della (1.60) implica semplici operazioni algebriche di somma e prodotto, con i coefficienti α , β e γ costanti durante la simulazione.

Nel caso generale in cui la funzione $h(t)$ sia approssimata da una somma di termini esponenziali semplici, ovvero $h(t) = \sum_i A_i e^{-b_i t}$, l'integrale di convoluzione può essere calcolato come:

$$g(t) = \sum_i g_i(t) \tag{1.61}$$

essendo $g_i(t) = h_i(t) * f(t)$.

Nel calcolo dell'integrale di convoluzione, l'intervallo di integrazione Δt deve essere minore del tempo di propagazione minimo τ_{min} lungo la linea. Nel caso in cui il modello sia costituito da più linee di lunghezza differente, l'intervallo di integrazione Δt deve essere minore del tempo di propagazione minimo lungo la linea più corta del modello.

Dal momento che una somma di termini esponenziali nel dominio del tempo corrisponde ad una funzione razionale nel dominio della frequenza, allora è possibile approssimare la funzione di propagazione direttamente nel dominio della frequenza, senza la necessità di effettuare l'anti-trasformata di Fourier. Allo scopo, la routine JMARTI SETUP implementata in ATP-EMTP ricava la funzione di propagazione $H(\omega)$ all'interno di un intervallo di frequenze specificato dall'utente, a partire dai parametri di linea calcolati dalla routine LINE CONSTANTS, ovvero:

$$H(\omega) = e^{-k(\omega)l} \tag{1.62}$$

avendo indicato con $k(\omega) = \sqrt{(R'(\omega) + j\omega L'(\omega)) \cdot (G' + j\omega C')}$ la costante di propagazione della linea. In particolare, il modello di J.R. Marti pone la (1.62) nella forma seguente:

$$H(\omega) = H'(\omega) e^{-j\omega\tau} \tag{1.63}$$

avendo indicato con $H'(\omega)$ una funzione la cui anti-trasformata ha la stessa forma di $h(t)$ ma è traslata di un intervallo di tempo pari a τ verso l'origine, ovvero $h(t) = h'(t - \tau)$. In questo modo la parte reale e la parte immaginaria della funzione $H'(\omega)$ presentano un andamento meno oscillatorio rispetto alla funzione originale $H(\omega)$. Il ritardo τ viene ricavato confrontando la fase della funzione $H'(\omega)$ e la fase della funzione $H(\omega)$ per ogni ω , ovvero:

$$\tau = \frac{\angle H'(\omega) - \angle H(\omega)}{\omega} \tag{1.64}$$

La $H'(\omega)$ è nota per un numero discreto di frequenze⁴⁶, per cui viene approssimata mediante una funzione razionale nella variabile complessa $s = j\omega$, del tipo:

$$H'(s) = k \cdot \frac{(s + z_1)(s + z_2) \cdot \dots \cdot (s + z_N)}{(s + p_1)(s + p_2) \cdot \dots \cdot (s + p_M)} \tag{1.65}$$

⁴⁶ La routine JMARTI SETUP richiama in modo iterativo la routine LINE CONSTANT da una frequenza minima prossima a zero a una frequenza massima in corrispondenza della quale la funzione di propagazione è prossima a zero.

Dal momento che la $H(\omega)$ rappresenta la risposta di un sistema fisico passivo, il numero degli zeri della $H'(s)$ deve essere strettamente minore del numero dei poli, ovvero $N < M$, pertanto la (1.65) può essere sviluppata in frazioni parziali come di seguito riportato:

$$H'(s) = \frac{k_1}{s + p_1} + \frac{k_2}{s + p_2} + \dots + \frac{k_M}{s + p_M} \quad (1.66)$$

Se i poli e gli zeri della funzione razionale approssimata sono tutti reali, negativi e semplici, la (1.66) può essere espressa nel dominio del tempo come somma di termini esponenziali semplici.

Sulla base delle considerazioni precedenti, la (1.51) può essere rappresentata in ATP-EMTP con il circuito equivalente in Figura 1.31, nel quale per semplicità è stata rappresentata una linea vista dall'estremo j , essendo i circuiti equivalenti ai due estremi della linea simili uno all'altro. La conduttanza G_{eq} e il generatore di corrente I_c^{hist} rappresentano la $Z_c(\omega)$, mentre il generatore di corrente I_k^{hist} rappresenta gli effetti della propagazione dall'estremo opposto della linea. Sommando le correnti prodotte dai due generatori I_c^{hist} e I_k^{hist} si ottiene un circuito analogo a quello rappresentato in Figura 1.23, e in questo modo le linee a parametri distribuiti dipendenti dalla frequenza possono essere rappresentate in ATP-EMTP con le stesse modalità adottate per le linee a costanti distribuite non dipendenti dalla frequenza.

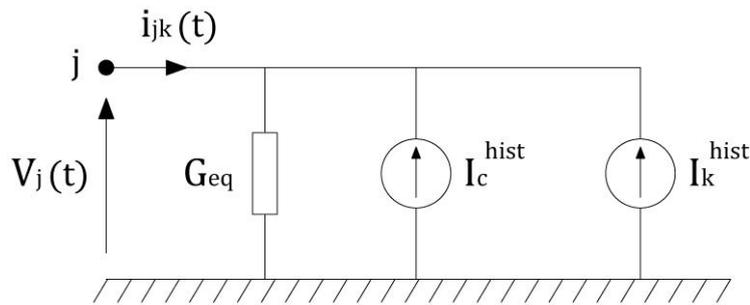


Figura 1.31: Rappresentazione in ATP-EMTP di una linea a parametri distribuiti dipendenti dalla frequenza.

Le funzioni $Z_c(\omega)$ e $H'(\omega)$ sono funzioni “massimamente piatte” (ovvero non presentano picchi locali e ondulazioni⁴⁷) e a fase minima (ovvero la funzione di fase è univocamente determinata dalla funzione di ampiezza⁴⁸). Per questa categoria di funzioni, le funzioni razionali approssimate $Z_c(s)$ e $H'(s)$ possono essere ricavate in modo semplice con la tecnica del “fitting asintotico” introdotta da Bode nel 1945 [43], basata sull'approssimazione asintotica della sola funzione di ampiezza mediante poli e zeri reali. Come noto, prima dell'avvento delle tecniche di “vector fitting” [44], la difficoltà a formulare una metodologia generale di approssimazione delle funzioni di trasferimento⁴⁹ ha portato alla nascita di metodologie specifiche per la risoluzione di particolari

⁴⁷ I poli e gli zeri complessi coniugati producono picchi locali e ondulazioni.

⁴⁸ Se una funzione è stabile e a fase minima, si verifica una correlazione tra la pendenza del diagramma delle ampiezze e del diagramma delle fasi, nell'intorno di una specifica pulsazione ω . Di conseguenza, è possibile ricavare il diagramma delle fasi a partire dal diagramma delle ampiezze. Una funzione a fase minima non presenta zeri nel semi-piano destro del piano complesso.

⁴⁹ Una funzione di trasferimento può essere espressa come rapporto tra due polinomi di ordine N:

$$f(s) \cong \frac{a_0 + a_1s + \dots + a_Ns^N}{b_0 + b_1s + \dots + b_Ns^N}$$

problemi, come nel caso del “fitting asintotico” di Bode il cui impiego è limitato alle sole funzioni di trasferimento stabili e a fase minima⁵⁰. Il metodo di Bode approssima le funzioni di trasferimento con delle rette a pendenza nulla o multipla di 20 dB/decade. I punti nei quali cambia la pendenza della rette definiscono i poli e gli zeri della funzione approssimata: quando viene aggiunto uno zero la pendenza della retta cresce di 20 dB/decade, mentre quando viene aggiunto un polo la pendenza decresce di 20 dB/decade. Si osserva che nel metodo di Bode le funzioni di trasferimento vengono approssimate fino alla più alta frequenza alla quale queste diventano praticamente costanti, per cui non è noto a priori il numero di poli e di zeri delle funzioni razionali approssimate⁵¹.

Il modello di J.R. Marti può essere esteso senza problemi alle linee trifase trasposte; in questo caso, infatti, è sufficiente operare la trasformazione di Clarke e ricavare il modello a parametri distribuiti dipendenti dalla frequenza per i modi di sequenza diretta e omopolare⁵², in modo analogo a quanto visto per una linea monofase. Nel caso di linee multi-conduttore non trasposte, invece, è necessario operare la trasformazione dal dominio delle fasi al dominio modale e ricavare il modello di J.R. Marti per ciascun modo di propagazione. Tuttavia, dato che le matrici di trasformazione $[T_I]$ e $[T_V]$ sono matrici a coefficienti complessi e dipendenti dalla frequenza, si rendono necessarie ulteriori operazioni di convoluzione nel dominio del tempo per ricavare le grandezze di fase a partire da quelle nel dominio modale, ovvero [45]:

$$\begin{cases} [V(t)] = [T_V(t)] * [V_m(t)] \\ [i(t)] = [T_I(t)] * [i_m(t)] \end{cases} \quad (1.67)$$

In particolare, per una linea di trasmissione con n fasi sarebbero necessarie $2n^2$ convoluzioni a ogni passo di simulazione, rendendo la simulazione molto onerosa dal punto di vista computazionale; per queste ragioni, il modello di J.R. Marti utilizza direttamente matrici di trasformazione a coefficienti reali e costanti. Questa approssimazione è accettabile solo per le linee aeree trifase a singola terna⁵³, ma non per la modellazione delle linee aeree in doppia terna o con lunghi parallelismi, e per la modellazione delle linee in cavo, le cui matrici di trasformazione modale dipendono in modo significativo dalla frequenza [12, 45]. In questi casi è preferibile utilizzare modelli di linea a parametri distribuiti dipendenti dalla frequenza nel dominio delle fasi, che non necessitano delle matrici di trasformazione modale.

La determinazione dei coefficienti incogniti della funzione razionale approssimata costituisce un problema non lineare, che può essere tuttavia trasformato in un problema lineare del tipo $Ax = B$, moltiplicando entrambi i membri dell'equazione per il denominatore. Il sistema risultante è sovradeterminato e deve essere risolto nel senso dei minimi quadrati, calcolando l'inversa della matrice $[A]^T[A]$. La presenza delle potenze di s tra gli elementi di A pone problemi di mal condizionamento numerico per la matrice $[A]^T[A]$, rendendo necessario l'impiego di tecniche di “fitting” [44].

⁵⁰ Il “vector fitting” [44] è una tecnica più flessibile rispetto al metodo di Bode, in quanto è in grado di costruire funzioni approssimate sia con poli reali, sia con poli complessi coniugati; inoltre, possono essere approssimate sia le funzioni di fase che le funzioni di ampiezza. Si veda il Capitolo 2, paragrafo 2.6.

⁵¹ Al contrario, il “vector fitting” [44] consente di stabilire a priori il numero di poli della funzione razionale approssimata. Si veda il Capitolo 2, paragrafo 2.6.

⁵² Nel caso di linee aeree trasposte, i parametri alla sequenza diretta coincidono con quelli alla sequenza inversa, di conseguenza è sufficiente calcolare i soli parametri di linea alla sequenza diretta e omopolare.

⁵³ Per linee aeree trifase a singola terna la scelta della frequenza di calcolo delle matrici di trasformazione modale non influenza in modo significativo i risultati delle simulazioni, nel campo di frequenze rappresentativo delle sovratensioni di origine atmosferica. Si veda il paragrafo 1.14.

1.12 Effetto corona

L'effetto corona può influenzare in modo significativo la propagazione delle sovratensioni di origine atmosferica lungo una linea elettrica aerea. Quando un'onda di tensione impulsiva supera la rigidità dielettrica dell'aria, per effetto corona una certa quantità di carica si dispone nello spazio intorno al conduttore con un incremento della sua capacità apparente; la capacità aggiuntiva apparente è all'incirca proporzionale alla tensione e questo fa sì che il fronte dell'onda si propaghi a velocità differenti per ciascun livello di tensione, come mostrato in Figura 1.32, dando luogo ad una distorsione della parte superiore del fronte dell'onda. Il fenomeno di distorsione del fronte ha come conseguenza una diminuzione del valore di cresta della sovratensione.

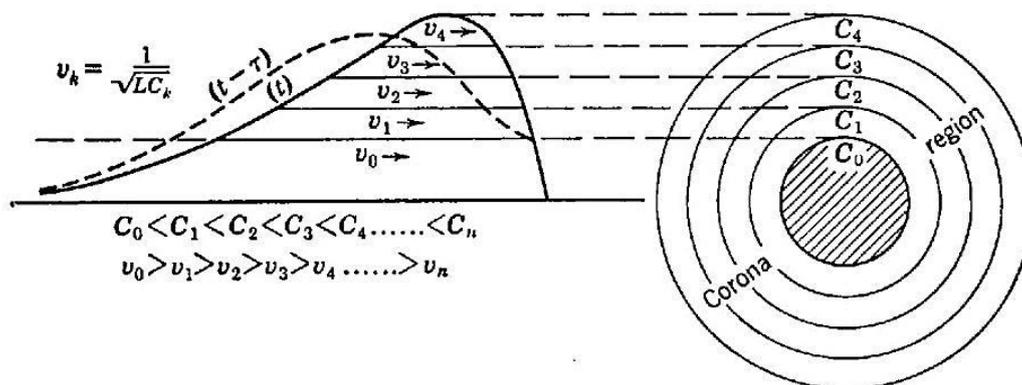


Figura 1.32: Distorsione dell'onda dovuta all'effetto corona. [23]

I modelli di linea disponibili in ATP-EMTP non simulano l'effetto corona per via della sua natura di non linearità distribuita lungo la linea; infatti, le non linearità distribuite sono difficili da implementare nei modelli di linea basati sul metodo delle caratteristiche, in quanto dovrebbero essere rappresentate esternamente al modello sotto forma di non linearità concentrate collocate a intervalli regolari lungo la linea stessa [46, 47]. In questo caso, la lunghezza di ciascuna sezione di linea dovrebbe essere sufficientemente piccola da minimizzare l'errore nella modellazione del corona.⁵⁴ Quando la linea viene suddivisa in più parti, ciascuna sezione deve essere rappresentata in modo accurato, soprattutto se il modello è a parametri dipendenti dalla frequenza, in caso contrario gli errori introdotti tenderebbero a cumularsi. Inoltre, la presenza di elementi circuitali a parametri concentrati lungo la linea introduce riflessioni e conseguente instabilità numerica durante la simulazione nel dominio del tempo. Occorre considerare, tuttavia, che negli studi di coordinamento dell'isolamento delle stazioni si è interessati al valore di cresta e alla durata del fronte delle sovratensioni in arrivo dalle linee, per cui i modelli che trascurano l'effetto corona, quali ad esempio quelli implementati in ATP-EMTP, forniscono sempre risultati conservativi⁵⁵. Al contrario, è necessario tenere conto dell'effetto corona in presenza di dispositivi di protezione dalle sovratensioni, quali scaricatori di sovratensione ad ossidi metallici o corna spinterometriche, il cui comportamento è fortemente influenzato dalla forma dell'onda incidente.

⁵⁴ In [47] la linea viene modellata con tronchi di linea di lunghezza massima pari a 50 m, molto più corti della campata media di una linea aerea 132-150 kV, pari a 350 m.

⁵⁵ Sulle linee elettriche aeree di alta tensione l'effetto corona introduce un'attenuazione del valore di cresta delle sovratensioni di origine atmosferica in arrivo in stazione, compresa tra il 5% e il 20%; inoltre, l'effetto corona riduce la pendenza del fronte dell'onda, tanto più quanto maggiore è la distanza del punto di fulminazione dalla stazione [48].

1.13 Caratteristiche della corrente di fulmine

Il cedimento dell'isolamento di una linea aerea 132-150 kV può avvenire per fulminazione diretta di uno dei conduttori di fase a causa di un difetto di schermatura (shielding failure), oppure per fulminazione diretta del cimino di un sostegno o della fune di guardia, che può causare un scarica di ritorno (back-flashover) sulle catene di isolatori⁵⁶.

Il 90% dei fulmini che cadono al suolo sono di polarità negativa. I fulmini di polarità negativa possono essere discendenti o ascendenti. I fulmini ascendenti colpiscono tipicamente le strutture di altezza superiore a 100 metri; di conseguenza, i sostegni delle linee elettriche aeree 132-150 kV sono interessati unicamente da fulmini discendenti. Ciascun fulmine è costituito in media da 3 colpi che si susseguono nello stesso canale ionizzato a distanza di alcune decine di ms uno dall'altro⁵⁷. Solo il 60% dei colpi successivi al primo supera una corrente di 10 kA, per cui l'intensità dei colpi successivi al primo è mediamente minore di quella dei primi colpi.

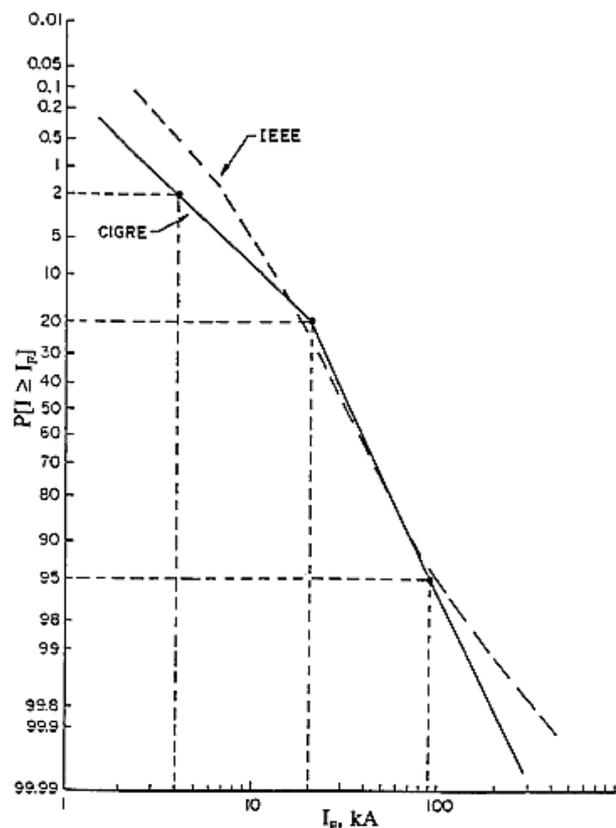


Figura 1.33: Distribuzione cumulativa delle correnti di fulmine.
Fulmini negativi discendenti, primo colpo. [49]

⁵⁶ Non vengono considerate le sovratensioni prodotte dalla fulminazione indiretta della linea. Nel caso in cui un fulmine colpisca il terreno in prossimità di una linea elettrica aerea, questa risulta illuminata da un campo elettromagnetico che genera sulla linea una sovratensione indotta; l'entità di tale sovratensione dipende principalmente dal valore della corrente di fulmine e dalla distanza tra il punto di fulminazione e la linea, ovvero dall'altezza dei conduttori dal suolo e dalla dimensione della spira che viene illuminata dal campo. Dato che le sovratensioni indotte non raggiungono valori confrontabili con quelli relativi alle fulminazioni dirette, in genere l'analisi delle fulminazioni indirette è limitata a linee di telecomunicazione e a linee elettriche in bassa e media tensione, sulle quali le tensioni indotte possono raggiungere valori tali da superare la tensione critica dell'isolamento e causarne il cedimento.

⁵⁷ Sono stati osservati fino a 54 colpi nello stesso canale ionizzato [48].

Come mostrato in Figura 1.33, la probabilità che il primo colpo di un fulmine discendente di polarità negativa abbia un valore di cresta della corrente maggiore di 10 kA è all'incirca pari al 90%, mentre meno del 5% dei fulmini di polarità negativa presentano correnti maggiori di 100 kA. La pendenza della distribuzione cumulativa delle correnti di fulmine presenta una discontinuità nell'intorno di 20 kA, dovuta alla combinazione di differenti popolazioni di dati [50]; le correnti di fulmine di ampiezza inferiore a 20 kA sono caratteristiche dei fenomeni di fulminazione diretta dei conduttori di fase per difetto di schermatura, mentre le correnti maggiori di 20 kA sono caratteristiche dei fenomeni di scarica di ritorno a seguito della fulminazione diretta dei sostegni o delle funi di guardia.

Dal momento che i fulmini discendenti di polarità negativa sono quelli che influenzano maggiormente le prestazioni delle linee elettriche aeree nei riguardi delle fulminazioni, per il coordinamento dell'isolamento delle linee e delle stazioni è opportuno fare riferimento ai parametri dei fulmini discendenti di polarità negativa. I parametri medi delle correnti di fulmine di polarità negativa possono essere ricavati dalle misure pubblicate da Berger e altri [51] nel 1975 e in seguito rielaborate da Anderson e Eriksson [52] nel 1980. Dal 1943 al 1971 è stata condotta un'estesa campagna di misura delle correnti di fulmine presso due torri per telecomunicazioni installate sul monte San Salvatore in Svizzera; durante la campagna di misura furono registrati più di duecento fulmini discendenti. La cima di monte San Salvatore si trova a 915 metri sul livello del mare ed entrambe le torri avevano un'altezza di 70 metri, di conseguenza le misure di Berger e altri sono certamente rappresentative delle correnti di fulmine che interessano le linee elettriche aeree.

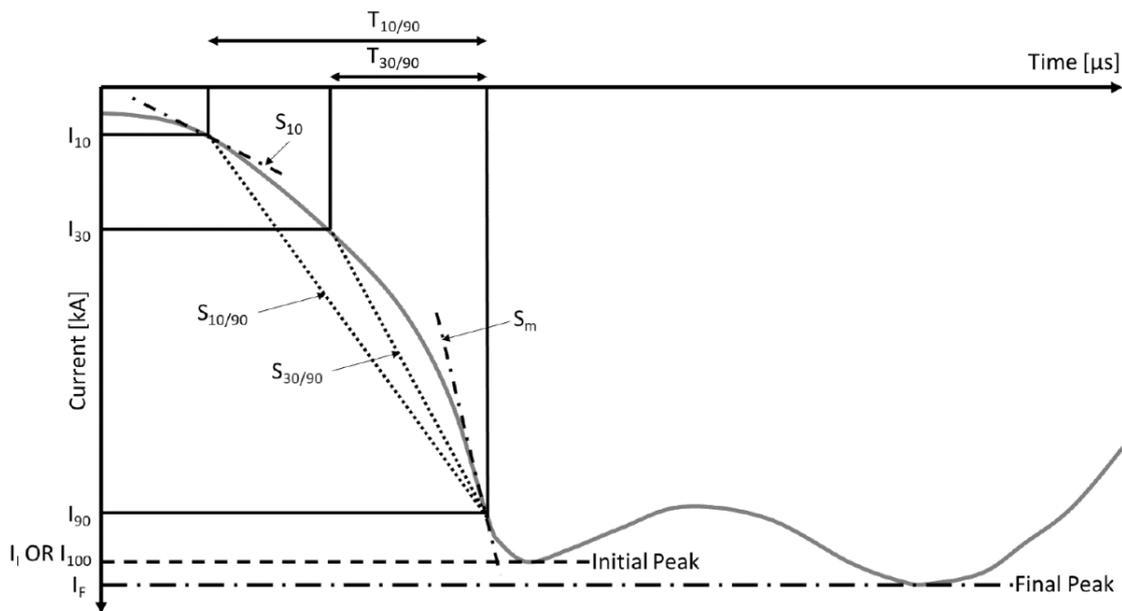


Figura 1.34: Forma d'onda caratteristica della corrente di fulmine, fulmini negativi discendenti, primo colpo. [50]

La Figura 1.34 riporta la tipica forma d'onda della corrente di un primo colpo di fulmine negativo discendente, ricavata dalle misure di Berger e altri, con indicazione dei parametri caratteristici dell'onda; si osserva che il fronte dell'onda di corrente presenta un profilo concavo verso l'alto, per cui si rende necessario definire due differenti pendenze del fronte dell'onda: il parametro $S_{30/90}$

rappresenta la pendenza di una linea retta tracciata tra i punti corrispondenti al 30% e al 90% del fronte dell'onda⁵⁸; il parametro S_m rappresenta, invece, la pendenza massima del fronte dell'onda. Si osserva che l'onda di corrente presenta due distinti valori di cresta: il valore di cresta iniziale I_I e il valore di cresta finale I_F , che presenta tipicamente un'ampiezza maggiore del primo. La pendenza massima del fronte dell'onda S_m si raggiunge in corrispondenza del valore di cresta iniziale I_I della corrente di fulmine.

Con riferimento alle correnti di fulmine misurate da Berger e altri, per il generico parametro x della corrente di fulmine si assume una distribuzione statistica di tipo log-normale, caratterizzata da un valore mediano M e da una deviazione standard logaritmica β :

$$y = \frac{1}{\sqrt{2\pi} \beta x} \cdot e^{-\frac{1}{2} \left[\frac{\ln(x/M)}{\beta} \right]^2} \quad (1.68)$$

Il valore medio del generico parametro x della corrente di fulmine si ottiene come:

$$\mu = M \cdot e^{\frac{\beta^2}{2}} \quad (1.69)$$

La Tabella 1.10 riporta i principali parametri della corrente dei primi colpi di fulmine negativi discendenti ricavati dalle misure di Berger e altri, con i corrispondenti valori medi ricavati con la (1.69).

Tabella 1.10: Parametri della corrente di fulmine, fulmini negativi discendenti, primo colpo [49, 50]

	M	β	μ
I_I [kA]	27,7	0,461	30,8
I_F [kA]	31,1	0,484	35
t_f [μ s] ⁵⁹	3,83	0,553	4,46
$S_{30/90}$ [kA/ μ s]	7,2	0,622	8,74
S_m [kA/ μ s]	24,3	0,599	29,1
t_h [μ s] ⁶⁰	77,5	0,0577	91,5

Il processo di scarica che porta alla formazione del fulmine è analogo a quello che si verifica in uno spinterometro asta-asta, dove le due estremità dello spinterometro sono rispettivamente la carica spaziale di polarità negativa che avanza verso il basso, nell'ultimo tratto prima di incontrare il terreno (stepped leader), e la carica spaziale di polarità positiva generata dalle asperità del terreno, che avanza verso l'alto a incontrare la carica positiva (return stroke). Questa analogia spiega il fronte dell'onda concavo verso l'alto della corrente di fulmine, analogo a quello della corrente di scarica in uno spinterometro asta-asta. Tuttavia, mentre in uno spinterometro asta-asta la differenza di potenziale viene incrementata fino alla scarica ma la distanza tra le aste rimane

⁵⁸ Sebbene in [51, 52] siano riportati anche i valori mediani e la deviazione standard logaritmica del parametro $S_{10/90}$, ovvero della pendenza di una linea retta tracciata tra i punti corrispondenti al 10% e al 90% del fronte dell'onda, tuttavia tale parametro è considerato meno affidabile del parametro $S_{30/90}$, pertanto in [49] se ne sconsiglia l'utilizzo per le applicazioni ingegneristiche.

⁵⁹ Con riferimento alla Figura 1.34, la durata del fronte dell'onda è definita come $t_f = \frac{t_{30/90}}{0,6}$.

⁶⁰ La deviazione standard logaritmica della durata all'emivalore t_h non è riportata in [51, 52], tuttavia in [49] si assume $\beta = 0,0577$ a cui corrisponde il valore medio $\mu = 91,5$ riportato in Tabella 1.10.

costante, nel processo di scarica che porta alla formazione del fulmine la differenza di potenziale rimane costante e le cariche spaziali di polarità positiva e negativa si avvicinano. In [49, 50] viene proposta una rappresentazione analitica della forma d'onda caratteristica della corrente di fulmine, nel seguito indicata come modello CIGRE, che consente di rappresentare correttamente la concavità verso l'alto del fronte dell'onda. In particolare, il modello CIGRE è descritto da due distinte funzioni, una per il fronte dell'onda fino al 90% del valore di cresta (1.70) e l'altra per la coda dell'onda (1.71):

$$i_1(t) = A \cdot t + B \cdot t^n \quad (1.70)$$

$$i_2(t) = I_1 \cdot e^{-\frac{t-t_n}{t_1}} - I_2 \cdot e^{-\frac{t-t_n}{t_2}} \quad (1.71)$$

Le espressioni delle costanti che compaiono nelle funzioni (1.70) e (1.71) sono riportate in [49] e vengono ricavate a partire dai seguenti parametri caratteristici della corrente di fulmine:

- il valore di cresta dell'onda, I_{cr} ;
- la pendenza massima del fronte dell'onda, S_m ;
- la durata del fronte dell'onda, t_f ;
- la durata all'emivalore della coda dell'onda, t_h .

Si osserva che l'onda di corrente del modello CIGRE presenta un unico valore di cresta I_{cr} in corrispondenza del quale si raggiunge la massima pendenza del fronte dell'onda S_m , a differenza della forma d'onda caratteristica in Figura 1.34 che presenta, invece, due distinti picchi di corrente I_l e I_f . Infatti, l'impiego dei valori medi in Tabella 1.10 per la rappresentazione della corrente di fulmine, determina una semplificazione della forma d'onda in Figura 1.34 che viene ricondotta ad una forma d'onda mediana normalizzata con un unico valore di cresta della corrente, I_{cr} .

Lo svantaggio principale del modello CIGRE consiste nell'impiego di due distinte funzioni per descrivere il fronte e la coda dell'onda; il modello di Heidler [53] intende superare i limiti del modello CIGRE attraverso l'impiego di un'unica funzione che descrive la forma d'onda caratteristica della corrente di fulmine. In particolare, il modello di Heidler è descritto dalla seguente funzione:

$$i(t) = \frac{I_{cr}}{\eta} \cdot \frac{\left(\frac{t}{\tau_1}\right)^n}{1 + \left(\frac{t}{\tau_1}\right)^n} \cdot e^{-\frac{t}{\tau_2}} \quad (1.72)$$

Nella (1.72) si è indicato con:

I_{cr} : il valore di cresta della corrente;

η : il fattore di correzione del valore di cresta della corrente;

n : il fattore che determina la pendenza del fronte dell'onda;

τ_1 : la costante di tempo che determina la durata del fronte dell'onda;

τ_2 : la costante di tempo che determina la durata all'emivalore.

La funzione di Heidler è differenziabile con continuità e presenta la massima pendenza del fronte dell'onda S_m in corrispondenza del 50% del valore di cresta della corrente, a differenza del modello CIGRE che presenta la massima pendenza in corrispondenza del valore di cresta.

Infine, in alternativa al modello CIGRE e al modello di Heidler, la corrente di fulmine può essere rappresentata attraverso una funzione doppio esponenziale del tipo [12]:

$$i(t) = \frac{I_{cr}}{\eta} \cdot \left(e^{-\frac{t}{\tau_1}} - e^{-\frac{t}{\tau_2}} \right) \quad (1.73)$$

Nella (1.73) si è indicato con:

I_{cr} : il valore di cresta della corrente;

η : il fattore di correzione del valore di cresta della corrente;

τ_1 : la costante di tempo che determina la durata del fronte dell'onda;

τ_2 : la costante di tempo che determina la durata all'emivalore.

Nonostante la maggiore complessità, la funzione di Heidler è comunque da preferire alla funzione doppio esponenziale in quanto quest'ultima presenta la pendenza massima del fronte dell'onda all'istante iniziale $t = 0$; al contrario, la funzione di Heidler presenta derivata nulla all'istante iniziale, in analogia alla reale corrente di fulmine che presenta un tratto iniziale a bassa pendenza seguito da un fronte ripido, come mostrato in Figura 1.34.

La fulminazione può essere rappresentata in ATP-EMTP con un circuito equivalente di Norton costituito da un generatore di corrente impulsiva Type-15 in parallelo a una resistenza di valore pari all'impedenza equivalente del canale di fulmine, Z_{ch} .

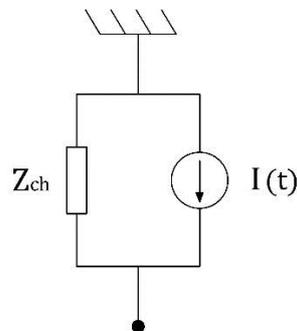


Figura 1.35: Circuito equivalente di una fulminazione.

Si osserva che l'impedenza del canale di fulmine è un parametro stocastico che dipende dal valore di cresta della corrente e può assumere valori compresi tra 100Ω e 10000Ω [54]; in particolare, l'impedenza d'onda diminuisce all'aumentare del valore di cresta della corrente. In generale, l'impedenza equivalente del canale di fulmine è maggiore sia dell'impedenza caratteristica dei conduttori di linea, sia dell'impedenza d'onda dei sostegni, per cui negli studi di coordinamento dell'isolamento può essere trascurata, operando in questo modo con un criterio di maggior sicurezza; questo equivale a rappresentare la fulminazione con il solo generatore di corrente impulsiva Type-15, direttamente collegato ad uno dei conduttori di fase o alla fune di guardia

della linea, a seconda che si vogliono studiare i difetti di schermatura della linea o le scariche di ritorno sulle catene di isolatori.

Nella libreria di ATP-EMTP sono disponibili diversi modelli di generatore di corrente impulsiva Type-15, tra cui il modello CIGRE e il modello di Heidler; la Figura 1.36 pone a confronto le forme d'onda ottenute dai due modelli citati, per un valore di cresta della corrente di fulmine pari a $I_{cr} = 31 \text{ kA}$ ⁶¹.

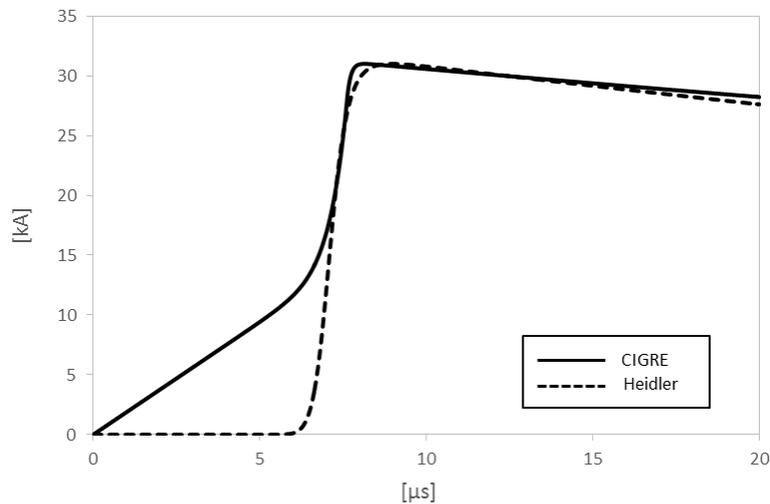


Figura 1.36: Forma d'onda della corrente di fulmine, fulmini negativi discendenti, primo colpo. Modello CIGRE e modello di Heidler a confronto.

Nelle Tabelle 1.11 e 1.12 sono riportati i parametri della forma d'onda mediana normalizzata del modello CIGRE e del modello di Heidler, rispettivamente.

Tabella 1.11: Parametri del modello CIGRE, fulmini negativi discendenti, primo colpo [49, 50]

I_{cr} [kA]	t_r [μs]	S_m [kA/μs]	t_h [μs]
31	4,46	29,1	91,5

Tabella 1.12: Parametri del modello di Heidler, fulmini negativi discendenti, primo colpo [49, 50, 55]

I_{cr} [kA]	η	τ_1 [μs]	τ_2 [μs]	n
31	1	4,46	91,5	10

È noto che le sovratensioni che si manifestano ai capi delle catene di isolatori in caso di fulminazione diretta dei sostegni o delle funi di guardia di una linea elettrica aerea, sono funzione dei parametri del fronte dell'onda di corrente; in particolare, il potenziale a cui si porta la sommità del sostegno è massimo quando la pendenza del fronte dell'onda di corrente è massima⁶², mentre il potenziale a cui si porta il dispersore di terra del sostegno è massimo quando la corrente raggiunge

⁶¹ Corrispondente all'incirca al valore medio del primo picco di un fulmine negativo discendente, primo colpo. Si veda la Tabella 1.10.

⁶² Si veda il Capitolo 4, paragrafo 4.5.

il valore di cresta⁶³. Di conseguenza, la forma d'onda utilizzata per rappresentare il primo colpo di un fulmine negativo discendente dovrebbe presentare la pendenza massima del fronte dell'onda in corrispondenza del valore di cresta della corrente, come nel caso del modello CIGRE. Dato che nel modello di Heidler il valore massimo della pendenza viene raggiunto a metà del fronte dell'onda, tale modello non dovrebbe essere impiegato per lo studio delle sovratensioni conseguenti a scarica di ritorno sui sostegni delle linee elettriche aeree; può essere utilizzato, invece, per lo studio delle sovratensioni conseguenti a fulminazione diretta dei conduttori di fase per difetto di schermatura della linea.

1.14 Sovratensioni per difetto di schermatura di una linea elettrica aerea 132-150 kV

Le funi di guardia hanno la funzione di proteggere i conduttori di fase di una linea elettrica aerea dalle fulminazioni dirette; come noto, per bassi valori della corrente di fulmine possono verificarsi difetti di schermatura, ovvero, nonostante la presenza delle funi di guardia, il fulmine può colpire ugualmente uno dei conduttori di fase della linea. Il valore massimo della corrente di fulmine I_M oltre il quale tutti i fulmini vengono captati dalla fune di guardia dipende dalla geometria della linea e, in particolare, dalla posizione delle funi di guardia rispetto al terreno e agli altri conduttori di fase.

Il valore della corrente I_M per le linee elettriche aeree 132-150 kV unificate Terna, viene determinato con l'ausilio del modello elettro-geometrico di Brown e Whitehead [56]. Con riferimento alla Figura 1.37, nella quale si è indicata con "G" la fune di guardia e con "C" il conduttore più esterno della terna, la corrente I_M può essere calcolata come:

$$I_M = \left[\frac{h_c + h_g}{12,8 \cdot \left(1 - 1,1 \cdot \frac{a}{b}\right)} \right]^{0,75} \quad (1.74)$$

Per le linee aeree 132-150 kV equipaggiate con conduttore ACSR Ø22,8 a tiro pieno risulta $I_M = 10,5 \text{ kA}$, mentre per le linee con conduttore ACSR Ø31,5 a tiro ridotto risulta $I_M = 12,3 \text{ kA}$.

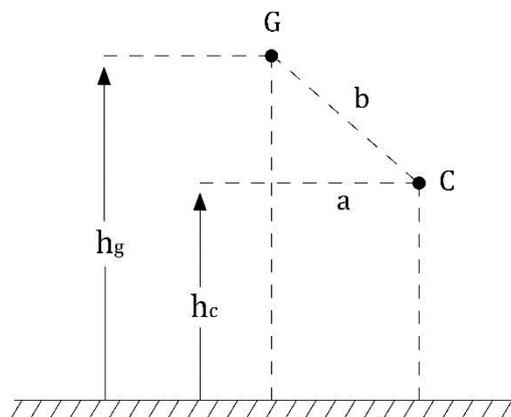


Figura 1.37: Modello elettro-geometrico di Brown e Whitehead.

⁶³ Si veda il Capitolo 2, paragrafo 2.6.

Con riferimento alla distribuzione cumulativa delle correnti di fulmine in Figura 1.33 e ai valori di corrente I_M calcolati, si osserva che all'incirca il 10% dei fulmini di polarità negativa sono potenzialmente in grado di produrre eventi di fulminazione diretta dei conduttori di fase delle linee elettriche aeree 132-150 kV.

Quando la corrente di fulmine viene iniettata nel conduttore di fase, si generano due onde di tensione che si propagano lungo la linea in direzione opposte; in corrispondenza dei sostegni, le onde viaggianti vanno a sollecitare gli isolatori degli armamenti di amarro e sospensione. Il valore della corrente di fulmine I_F oltre il quale si ha il cedimento dell'isolamento della linea è convenzionalmente posto pari a:

$$I_F = \frac{2 \cdot U_{50}}{Z_c} \quad (1.75)$$

Nella (1.75) si è indicato con:

U_{50} : la tensione a cui corrisponde il 50% di probabilità di cedimento dell'isolamento della linea⁶⁴;

Z_c : l'impedenza caratteristica del conduttore in presenza di effetto corona.

Per gli armamenti di amarro e sospensione delle linee aeree, un valore conservativo della U_{50} per tensioni negative può essere ottenuto come [48]⁶⁵:

$$U_{50} = 605 \cdot S \quad (1.76)$$

Nella (1.76) si è indicato con S la distanza di isolamento in aria, pari a 1,15 m per gli armamenti di amarro e sospensione delle linee aeree 132-150 kV⁶⁶, pertanto $U_{50} = 695 \text{ kV}$.

L'impedenza caratteristica Z_c tiene conto dell'effetto corona generalizzato dovuto alla sovratensione di origine atmosferica, che determina un incremento della capacità verso terra della linea e quindi un'impedenza caratteristica minore di quella che si avrebbe in assenza di corona. La Z_c può essere calcolata come [57]:

$$Z_c = 60 \cdot \sqrt{\ln\left(\frac{2h}{r}\right) \cdot \ln\left(\frac{2h}{r_c}\right)} \quad (1.77)$$

Nella (1.77) si è indicato con:

h : l'altezza del conduttore rispetto al terreno;

r : il raggio del conduttore;

r_c : il raggio della regione cilindrica di spazio intorno al conduttore, nel quale si manifesta l'effetto corona.

⁶⁴ Dal momento che gli isolamenti in aria presentano un comportamento alla scarica di tipo statistico, si definisce una tensione critica di scarica alla quale corrisponde una probabilità di scarica del 50%, che definisce in prima approssimazione il comportamento alla scarica dell'isolamento in aria. Di conseguenza, affinché la sovratensione non determini la scarica sull'isolamento in aria, questa deve essere sufficientemente più bassa della tensione critica di scarica.

⁶⁵ La (1.76) è valida per un'onda di tensione normalizzata 1,2-50 μs ; in generale, le sovratensioni che si manifestano ai capi delle catene di isolatori non sono riconducibili a onde di tensione normalizzate.

⁶⁶ Si veda il Capitolo 3, paragrafo 3.1.

Il raggio r_c può essere ricavato mediante la relazione seguente, applicata in modo iterativo fino a giungere a convergenza [58]:

$$r_c \cdot \ln\left(\frac{2h}{r_c}\right) = \frac{U_{50}}{1500} \quad (1.78)$$

Nella (1.78) si è indicato con:

U_{50} : la tensione a cui corrisponde il 50% di probabilità di cedimento dell'isolamento della linea, in volt;

h : l'altezza del conduttore rispetto al terreno, in metri;

r_c : il raggio della regione cilindrica di spazio intorno al conduttore nel quale si manifesta l'effetto corona, in metri.

Per le linee elettriche aeree 132-150 kV si ottiene $Z_c \cong 430 \Omega$, a cui corrisponde un valore critico della corrente di fulmine pari a $I_F \cong 3,2 \text{ kA}$. Di conseguenza, tutti i fulmini con correnti comprese tra I_F e I_M possono colpire il conduttore di fase più esterno della linea causando il cedimento dell'isolamento, mentre i fulmini con correnti minori di I_F possono colpire il conduttore di fase più esterno della linea causando sovratensioni che si propagano lungo la linea senza causare il cedimento dell'isolamento⁶⁷. Con riferimento alla distribuzione cumulativa delle correnti di fulmine mostrata in Figura 1.33, dal momento che la probabilità che il primo colpo di un fulmine discendente di polarità negativa abbia un valore di cresta della corrente maggiore di 3 kA è all'incirca pari al 99%, si conclude che la quasi totalità dei fulmini di polarità negativa che colpiscono i conduttori delle linee aeree 132-150 kV causano il cedimento dell'isolamento della linea.

È possibile analizzare l'andamento delle sovratensioni che si propagano lungo la linea a seguito di un difetto di schermatura della stessa, nell'ipotesi di trascurare l'effetto corona che limiterebbe la distanza massima di propagazione delle sovratensioni di origine atmosferica. Allo scopo viene implementato in ATP-EMTP un modello di linea elettrica aerea 132-150 kV interessata da fulminazione diretta di un conduttore di fase, rappresentato schematicamente in Figura 1.38.

⁶⁷ Lo Shielding Failure Rate (SFR) di una linea elettrica aerea indica il numero di fulmini all'anno per 100 km di linea che colpiscono un conduttore di fase malgrado la presenza delle funi di guardia, e può essere valutato come:

$$SFR = 2 \cdot N_g \cdot l \cdot \int_{3kA}^{I_M} D_C \cdot f(I) dI$$

avendo indicato con N_g la densità di fulmini al suolo, l la lunghezza della linea, $f(I)$ la funzione di distribuzione statistica del valore di cresta della corrente di fulmine, D_C l'ampiezza della finestra interessata dal difetto di schermatura, I_M il valore massimo di corrente di fulmine oltre il quale tutti i fulmini vengono captati dalla fune di guardia.

Lo Shielding Failure Flashover Rate (SFFOR) di una linea elettrica aerea indica, invece, il numero di fulmini che colpendo un conduttore di fase provocano la scarica della linea, e può essere valutato come:

$$SFFOR = 2 \cdot N_g \cdot l \cdot \int_{I_F}^{I_M} D_C \cdot f(I) dI$$

avendo indicato con N_g la densità di fulmini al suolo, l la lunghezza della linea, $f(I)$ la funzione di distribuzione statistica del valore di cresta della corrente di fulmine, D_C l'ampiezza della finestra interessata dal difetto di schermatura, I_M il valore massimo di corrente di fulmine oltre il quale tutti i fulmini vengono captati dalla fune di guardia, I_F la corrente di fulmine oltre la quale si ha la scarica dell'isolamento della linea.

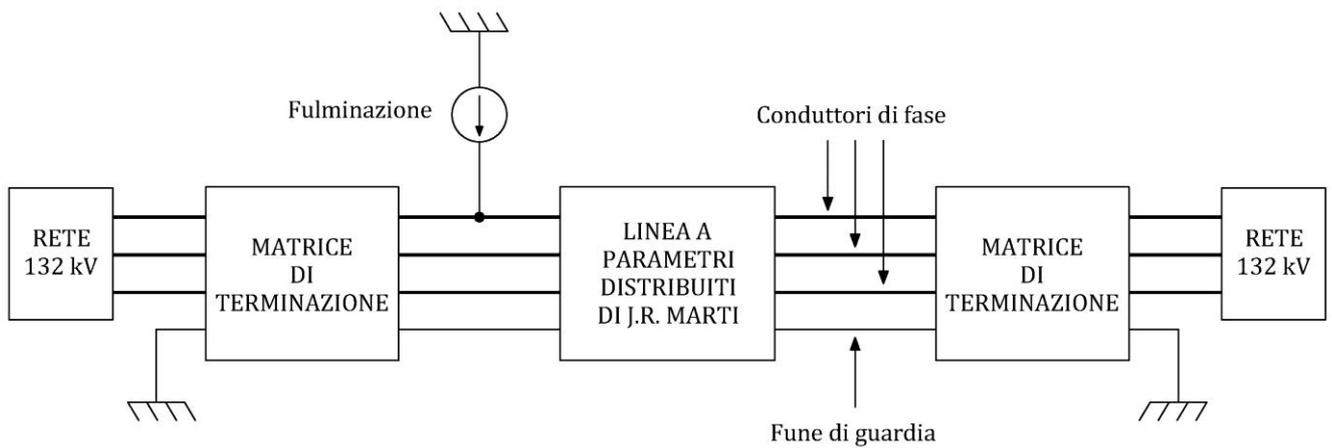


Figura 1.38: Linea elettrica aerea 132-150 kV interessata da fulminazione diretta di un conduttore di fase. Modello di J.R. Marti a parametri distribuiti dipendenti dalla frequenza.

La linea viene rappresentata in ATP-EMTP mediante il modello di J.R. Marti a parametri distribuiti dipendenti dalla frequenza. I dati nel formato richiesto dalla routine LINE CONSTANTS per il calcolo dei parametri delle linee con conduttore ACSR Ø22,8 a tiro pieno sono riportati in Tabella 1.8. I parametri richiesti dalla routine JMARTI SETUP che genera il modello di linea di J.R. Marti, sono riportati in Tabella 1.13.

Tabella 1.13: Parametri del modello di J.R. Marti per le linee aeree

Freq. init. [Hz]	Decadi	Punti per decade	Frequenza di calcolo della matrice $[T_1]$ [kHz]	Frequenza di rete [Hz]
0,005	8	10	5	50

La frequenza finale per la ricerca dei poli e degli zeri dell'impedenza caratteristica $Z_c(j\omega)$ e della funzione di propagazione $H(j\omega)$, definita in numero di decadi a partire dalla frequenza iniziale "Freq. init.", deve essere sufficientemente elevata affinché la funzione di propagazione sia prossima a zero e l'impedenza caratteristica sia praticamente costante. Di conseguenza, il numero di decadi riportato in Tabella 1.13 corrisponde alla massima frequenza di calcolo della routine LINE CONSTANTS, pari a 500 kHz. La scelta della frequenza di calcolo della matrice di trasformazione modale $[T_1]$, pari a 5 kHz, è discussa più avanti.

La corretta implementazione del modello di J.R. Marti può essere verificata mediante la routine LINE MODEL FREQUENCY SCAN (LMFS) a supporto di ATP-EMTP, che è in grado di calcolare il modulo dell'impedenza d'ingresso dei conduttori di fase di una linea, applicando una corrente alternata di ampiezza unitaria a tutti i conduttori di fase simultaneamente, con l'altra estremità della linea posta a terra. Se si trascura la fune di guardia, il valore dell'impedenza d'ingresso così calcolato corrisponde all'impedenza alla sequenza omopolare della linea.

Le Figure 1.39 e 1.40 riportano il modulo dell'impedenza alla sequenza omopolare di una campata di una linea aerea 132-150 kV, calcolato in un intervallo di frequenze compreso tra 50 Hz e 500 kHz per una resistività del terreno pari a 100 Ωm e 1000 Ωm, rispettivamente. Il calcolo è stato ripetuto sia per il modello di J.R. Marti che per un equivalente "esatto" a Π⁶⁸ della linea; dal confronto non si rilevano scostamenti significativi tra i due modelli di linea, di conseguenza il modello di J.R. Marti risulta sufficientemente accurato per la modellazione delle linee elettriche aeree non trasposte a singola terna, senza la necessità di ricorrere a modelli nel dominio delle fasi. Al contrario, l'impiego dei modelli nel dominio delle fasi è raccomandato per la modellazione delle linee aeree non trasposte a doppia terna e delle linee in cavo, le cui matrici di trasformazione modale sono fortemente dipendenti dalla frequenza [12, 45].

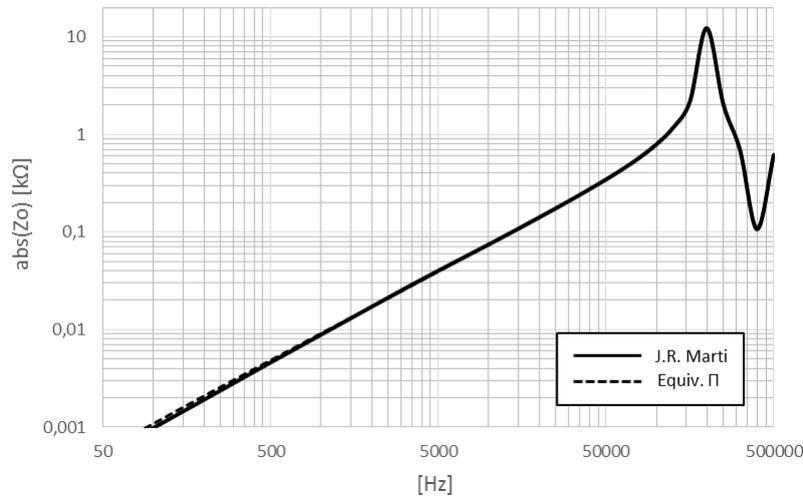
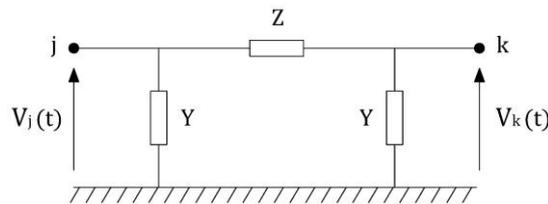


Figura 1.39: Impedenza alla sequenza omopolare di una campata di una linea aerea 132-150 kV. Confronto tra modello di J.R. Marti e equivalente "esatto" a Π. Resistività del terreno pari a 100 Ωm.

⁶⁸ Si mostra di seguito l'equivalente "esatto" a Π di una linea di trasmissione monofase.



L'impedenza serie e l'ammettenza in derivazione del circuito sono date dalle seguenti equazioni, nelle quali si trascura la conduttanza legata alle correnti di dispersione degli isolatori e all'effetto corona:

$$Z = \frac{(R' + j\omega L') \cdot l \cdot \sinh(kl)}{kl}$$

$$Y = \frac{(j\omega C' / 2) \cdot l \cdot \tanh(kl/2)}{kl/2}$$

Si è indicato con R' , L' , C' i parametri per unità di lunghezza della linea, con l la lunghezza della linea e con k la costante di propagazione, pari a:

$$k = \sqrt{(R' + j\omega L') \cdot (j\omega C')}$$

Le equazioni mostrano che l'equivalente esatto a Π può rappresentare la linea in modo accurato solo ad una specifica frequenza, di conseguenza non è adatto per studi in regime transitorio.

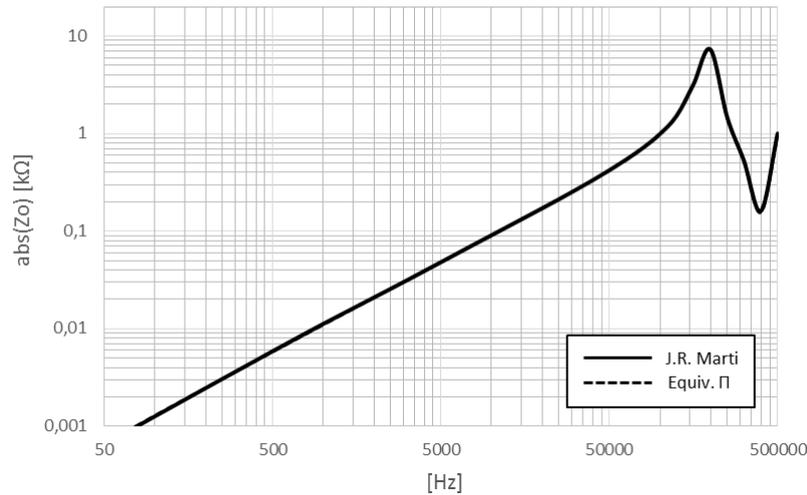


Figura 1.40: Impedenza alla sequenza omopolare di una campata di una linea aerea 132-150 kV. Confronto tra modello di J.R. Marti e equivalente “esatto” a Π . Resistività del terreno pari a $1000 \Omega m$.

Per evitare riflessioni alle due estremità della linea, queste vengono chiuse su una matrice di terminazione costituita dalle impedenze caratteristiche proprie e mutue dei conduttori della linea; le impedenze caratteristiche vengono calcolate con l’ausilio della routine LINE CONSTANTS alla frequenza naturale⁶⁹ della linea da terminare, all’incirca pari a [59]:

$$f_n \cong \frac{c}{3l} \quad (1.79)$$

Nella (1.79) si è indicato con:

c : la velocità di propagazione, supposta pari a quella della luce;

l : la lunghezza complessiva di tutte le campate della linea da terminare.

In ATP-EMTP la matrice di terminazione può essere rappresentata con un componente LINERL_3, nel quale si pongono le induttanze pari a zero e le resistenze pari alle impedenze caratteristiche proprie e mutue della linea. Anche la fune di guardia viene terminata sulla sua impedenza caratteristica; in questo caso si trascurano le impedenze mutue tra la fune di guardia e i conduttori di fase. La rete a 132 kV viene rappresentata attraverso generatori ideali di tensione collegati a entrambe le matrici di terminazione; non è necessario rappresentare l’impedenza di cortocircuito della rete a monte.

La fulminazione viene rappresentata con un generatore di corrente impulsiva collegato al conduttore di fase più esterno della linea; per la corrente di fulmine si può adottare indifferentemente il modello CIGRE o il modello di Heidler. In Tabella 1.14 sono riportati i parametri della forma d’onda mediana normalizzata del modello CIGRE; il valore di cresta della corrente di fulmine I_{cr} è all’incirca pari alla corrente I_F calcolata in precedenza, al disopra della quale si ha il cedimento dell’isolamento della linea.

⁶⁹ La funzione di trasferimento di una linea di trasmissione è determinata dalla posizione dei suoi poli e zeri. Le frequenze naturali di una linea terminata su un’impedenza di carico sono date dalla parte immaginaria dei poli dell’impedenza d’ingresso; questi poli o frequenze naturali sono quelli che ne determinano il comportamento transitorio e dinamico.

Tabella 1.14: Parametri del modello CIGRE, primo colpo di fulmine negativo discendente

I_{cr} [kA]	t_r [μs]	S_m [kA/μs]	t_n [μs]
3	4,46	29,1	91,5

La Figura 1.41 mostra le sovratensioni all'arrivo di una linea aerea 132-150 kV equipaggiata con conduttore ACSR Ø22,8 a tiro pieno, per differenti lunghezze della linea e per differenti valori della resistività del terreno, nell'ipotesi di fulminazione del conduttore di fase più esterno alla partenza della linea.

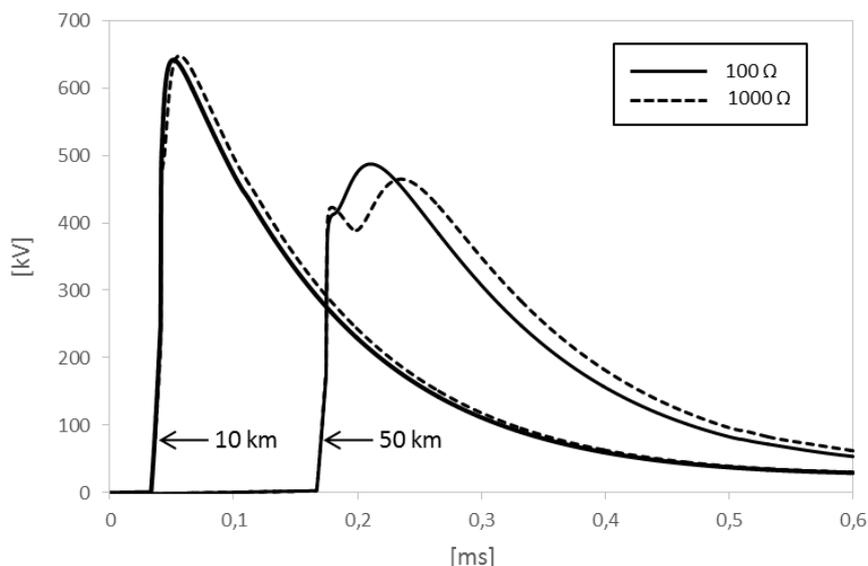


Figura 1.41: Sovratensione all'arrivo di una linea aerea 132-150 kV per fulminazione diretta di un conduttore di fase alla partenza della linea. Valore di cresta della corrente di fulmine pari a 3 kA.

Nelle linee multi-conduttore non trasposte con fune di guardia sono possibili quattro modi distinti di propagazione, uno che prevede il passaggio di corrente nel terreno e gli altri tre che prevedono la richiusura della corrente nei conduttori in aria. Le rispettive onde di tensione presentano la stessa polarità e si sommano in fase. Tuttavia, il modo che prevede il passaggio di corrente nel terreno è caratterizzato da una velocità di propagazione più bassa, per cui allontanandosi dal punto di fulminazione tende a separarsi dagli altri modi, determinando il caratteristico insellamento del fronte dell'onda visibile in Figura 1.41. Si osserva che all'aumentare della resistività del terreno diminuisce la velocità di propagazione della componente dell'onda che si propaga tra i conduttori di fase e il terreno, per cui aumentano ulteriormente l'insellamento e la durata del fronte dell'onda.

La Figura 1.42 mostra le sovratensioni indotte su uno dei conduttori di fase all'arrivo di una linea aerea 132-150 kV equipaggiata con conduttore ACSR Ø22,8 a tiro pieno, per differenti lunghezze della linea e per differenti valori della resistività del terreno, nell'ipotesi di fulminazione del conduttore di fase più esterno alla partenza della linea. Nel caso di fulminazioni indotte il modo di propagazione che prevede il passaggio di corrente nel terreno e quelli che prevedono la richiusura della corrente nei conduttori in aria presentano polarità opposte, per cui le rispettive onde di tensione si sommano in controfase come mostrato in Figura 1.42.

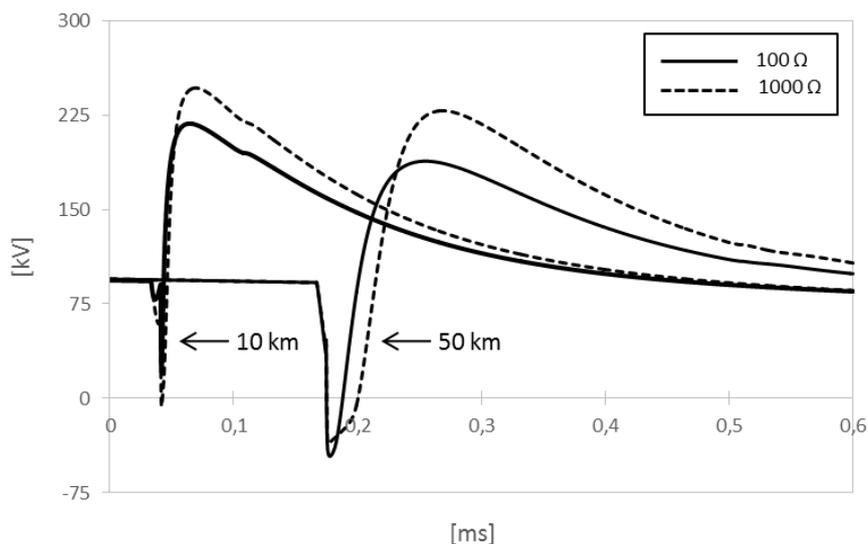


Figura 1.42: Sovratensione indotta all'arrivo di una linea aerea 132-150 kV per fulminazione diretta di un conduttore di fase alla partenza della linea. Valore di cresta della corrente di fulmine pari a 3 kA.

Come noto, la matrice di trasformazione modale $[T_I]$ impiegata nel modello di J.R. Marti è una matrice a coefficienti reali e costanti; è necessario, pertanto, valutare l'incidenza della frequenza di calcolo della matrice di trasformazione modale, sui risultati delle simulazioni.

Le Figure 1.43 e 1.44 mostrano la sovratensione all'arrivo della linea al variare della frequenza di calcolo della matrice di trasformazione modale, per differenti lunghezze della linea e per differenti valori della resistività del terreno.

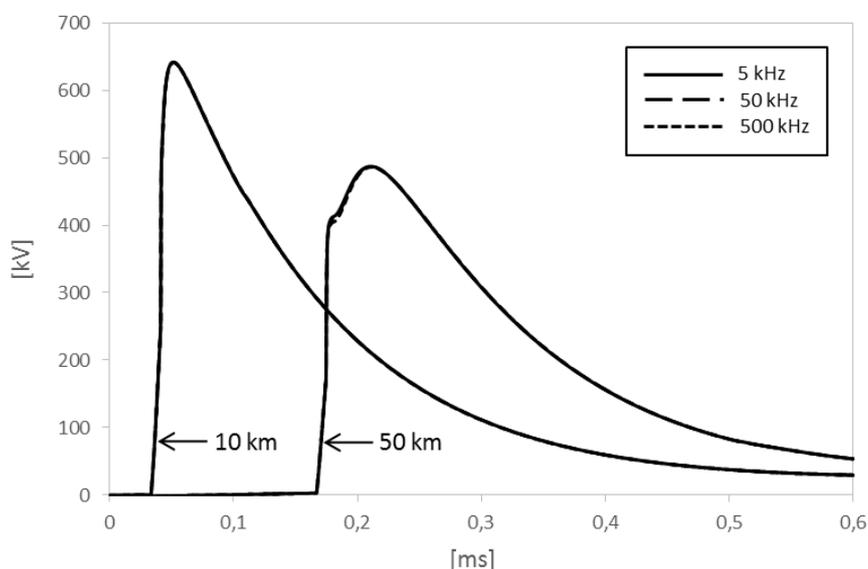


Figura 1.43: Sovratensione all'arrivo di una linea aerea 132-150 kV, per differenti valori della frequenza di calcolo della matrice $[T_I]$. Resistività del terreno pari a 100 Ωm.

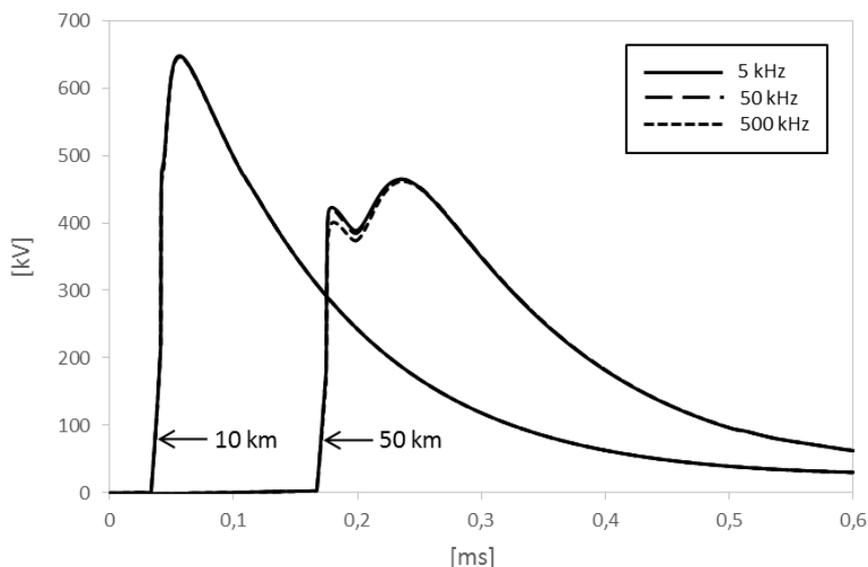


Figura 1.44: Sovratensione all'arrivo di una linea aerea 132-150 kV, per differenti valori della frequenza di calcolo della matrice $[T_1]$. Resistività del terreno pari a $1000 \Omega\text{m}$.

I risultati delle simulazioni non mostrano sostanziali differenze per frequenze di calcolo comprese tra 5 kHz e 500 kHz. Di conseguenza, per la modellazione delle linee aeree 132-150 kV unificate Terna può essere indifferentemente utilizzata una qualsiasi frequenza di calcolo della matrice di trasformazione modale, compresa tra 5 kHz e 500 kHz. In particolare, in Tabella 1.13 è riportata direttamente una frequenza di calcolo pari a 5 kHz, come raccomandato in [12, 60].

L'andamento delle sovratensioni che si propagano lungo la linea a seguito di un difetto di schermatura può essere analizzato con il modello per linee multi-conduttore a costanti distribuite di K.C. Lee in luogo del modello di J.R. Marti, sempre nell'ipotesi di trascurare l'effetto corona che limiterebbe la distanza massima di propagazione delle sovratensioni di origine atmosferica. La Figura 1.45 riporta schematicamente il modello implementato in ATP-EMTP.

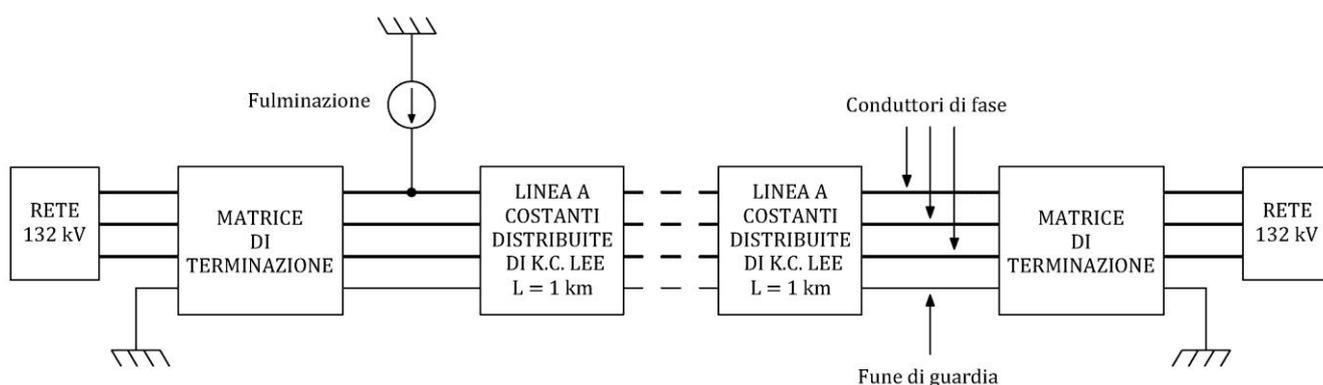


Figura 1.45: Linea elettrica aerea 132-150 kV interessata da fulminazione diretta di un conduttore di fase. Modello di K.C. Lee a costanti distribuite.

La rappresentazione delle perdite distribuite introdotta da Dommel attraverso tre resistenze concentrate alle estremità e a metà del tronco di linea, fornisce risultati accettabili solo se la resistenza complessiva della linea è trascurabile rispetto alla sua impedenza caratteristica. Dal

momento che la resistenza chilometrica di una linea aerea 132-150 kV aumenta in modo significativo per frequenze superiori a 5 kHz a causa dell'effetto pelle nei conduttori e nel terreno⁷⁰, se la frequenza di calcolo del modello di K.C. Lee è superiore a 5 kHz è necessario limitare la lunghezza massima del tronco di linea simulato. In ogni caso, la routine LINE CONSTANTS interrompe automaticamente la simulazione se si verifica la condizione $R/4 > Z_c$. Di conseguenza, nello studio dei transitori ad alta frequenza le linee molto lunghe devono essere necessariamente suddivise in tronchi di linea più corti collegati in serie tra loro. In Figura 1.45 la linea è stata rappresentata con un numero intero di sezioni in cascata di lunghezza pari a 1 km, corrispondenti all'incirca a tre campate consecutive di una linea aerea 132-150 kV⁷¹. Anche le estremità del modello di linea di K.C. Lee vengono chiuse su matrici di terminazione, come nel caso del modello di linea di J.R. Marti, tuttavia, per evitare disadattamenti di impedenza le matrici di terminazione devono essere calcolate alla stessa frequenza utilizzata per il modello di linea di K.C. Lee.

A differenza dei modelli a parametri distribuiti dipendenti dalla frequenza, il modello di K.C. Lee viene calcolato ad una specifica frequenza definita dall'utente. Con riferimento alla Figura 1.28, per la simulazione delle sovratensioni di origine atmosferica a onda piena può essere sufficiente una frequenza dell'ordine di alcune decine di kHz, mentre per la corretta simulazione di onde tronche come quelle prodotte dalla scarica sulle catene di isolatori di linea o sulle corna spinterometriche delle catene di amarro al palo gatto di stazione, si rende necessaria una frequenza di calcolo più alta, sino ad alcune centinaia di kHz.

Le Figure 1.46, 1.47 e 1.48 mostrano le sovratensioni all'arrivo di una linea aerea 132-150 kV equipaggiata con conduttore ACSR Ø22,8 a tiro pieno, per differenti lunghezze della linea e per una resistività del terreno pari a 1000 Ωm, nell'ipotesi di fulminazione del conduttore di fase più esterno alla partenza della linea. Vengono posti a confronto i risultati ottenuti con il modello di J.R. Marti e i risultati ottenuti con il modello di K.C. Lee calcolato a tre differenti frequenze: 50 Hz, 10 kHz e 50 kHz.

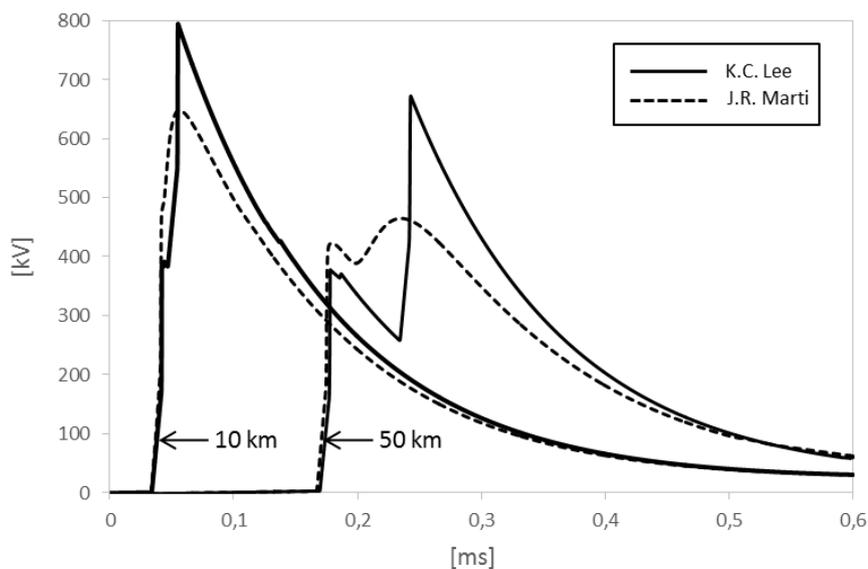


Figura 1.46: Confronto tra modello di J.R. Marti e modello di K.C. Lee.
Frequenza di calcolo del modello di K.C. Lee pari a 50 Hz.

⁷⁰ Si veda il paragrafo 1.5.

⁷¹ La campata media delle linee aeree 132-150 kV è pari a 350 m.

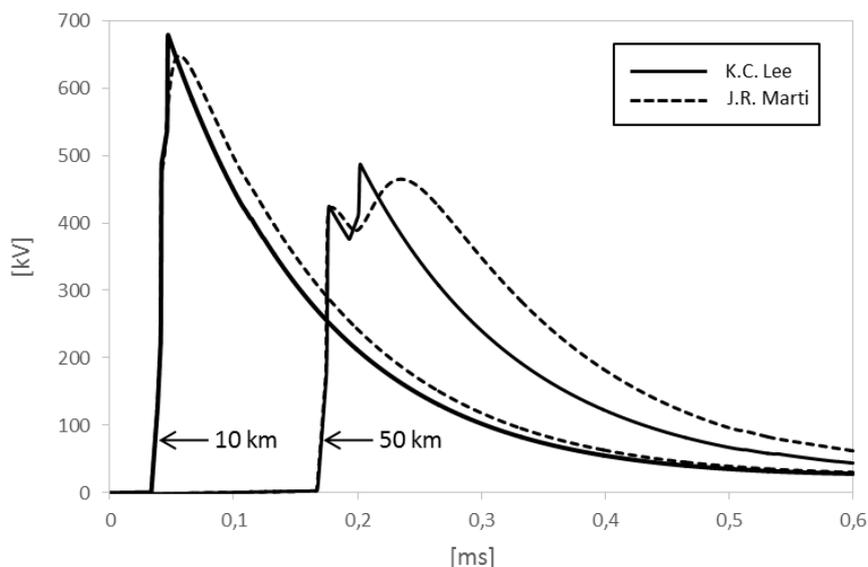


Figura 1.47: Confronto tra modello di J.R. Marti e modello di K.C. Lee. Frequenza di calcolo del modello di K.C. Lee pari a 10 kHz.

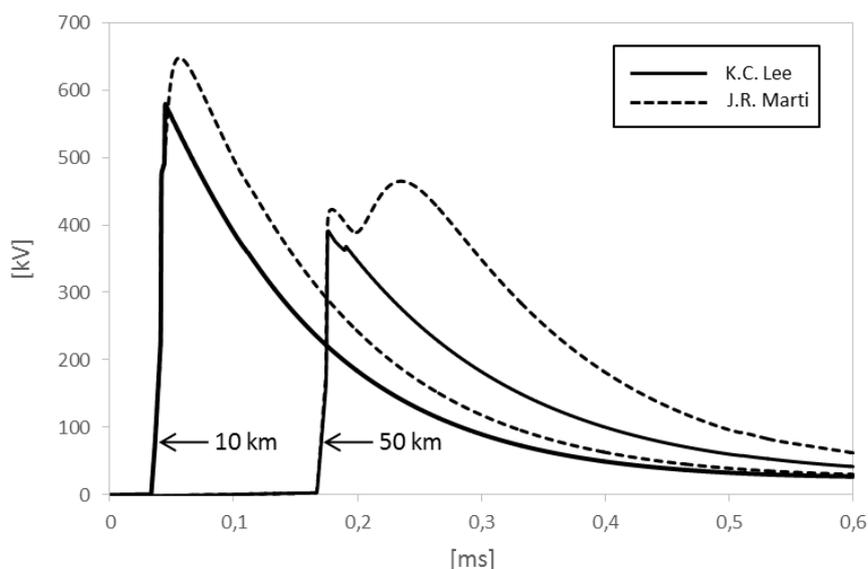


Figura 1.48: Confronto tra modello di J.R. Marti e modello di K.C. Lee. Frequenza di calcolo del modello di K.C. Lee pari a 50 kHz.

Rispetto al modello di J.R. Marti, nel modello di K.C. Lee si osserva un'esaltazione delle armoniche a frequenza più elevata del segnale, che produce una distorsione della forma d'onda e un incremento del suo valore di cresta. Inoltre, il modello di K.C. Lee introduce uno smorzamento eccessivo sulla coda dell'onda, in quanto una parte significativa dell'energia legata alla sovratensione atmosferica viene dissipata nei conduttori della linea; in questo caso, se l'ingresso della stazione è protetto da scaricatori di sovratensione ad ossidi metallici, l'impiego del modello di linea di K.C. Lee per il tratto terminale della linea afferente alla stazione porterebbe a sottostimare l'energia dissipata dagli scaricatori. Allo stesso modo, se l'ingresso della stazione è protetto da corna spinterometriche sugli armamenti di amarro al portale di stazione, dato che il comportamento di questi dispositivi è sensibile alla forma dell'onda incidente, l'impiego del

modello di K.C. Lee non consentirebbe il corretto funzionamento del “leader progression model” che simula il comportamento alla scarica dello spinterometro⁷². Si osserva, infine, che al crescere della frequenza di calcolo del modello di K.C. Lee, aumenta l’attenuazione del modo di propagazione che prevede il passaggio di corrente nel terreno, e contemporaneamente si riduce il suo ritardo rispetto agli altri modi di propagazione; di conseguenza, il modello di linea di K.C. Lee non rappresenta in modo corretto il classico insellamento del fronte dell’onda che si manifesta al crescere della distanza dal punto di fulminazione. In generale, si osserva una significativa dipendenza del valore di cresta della tensione dalla frequenza di calcolo, il che rende complessa la scelta di una frequenza adeguata per le simulazioni.

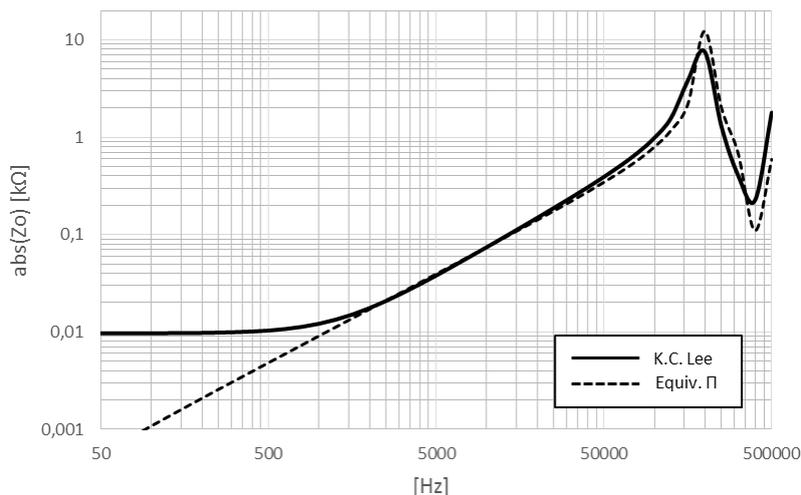


Figura 1.49: Impedenza alla sequenza omopolare di una campata di una linea aerea 132-150 kV. Confronto tra modello di K.C. Lee e equivalente “esatto” a Π . Resistività del terreno pari a 100 Ωm .

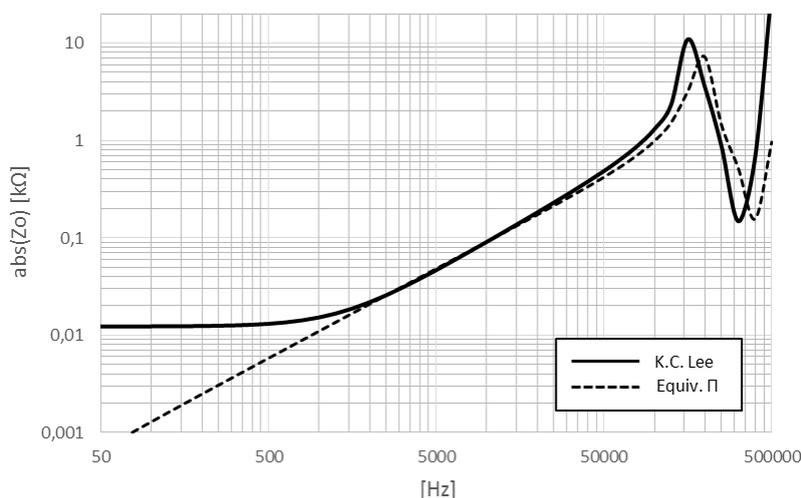


Figura 1.50: Impedenza alla sequenza omopolare di una campata di una linea aerea 132-150 kV. Confronto tra modello di K.C. Lee e equivalente “esatto” a Π . Resistività del terreno pari a 1000 Ωm .

⁷² Si veda il Capitolo 3, paragrafo 3.4.

Le Figure 1.49 e 1.50 riportano il modulo dell'impedenza alla sequenza omopolare di una campata di una linea aerea 132-150 kV, calcolato in un intervallo di frequenze compreso tra 50 Hz e 500 kHz per una resistività del terreno pari a 100 Ωm e 1000 Ωm , rispettivamente. Il calcolo è stato ripetuto sia per il modello di K.C. Lee che per un equivalente "esatto" a Π della linea; dal confronto si evince che il modello di K.C. Lee approssima bene l'equivalente "esatto" della linea fino a frequenze di alcune decine di kHz, a dimostrazione del fatto che i modelli di linea a costanti distribuite sono in grado di rappresentare correttamente solo le tensioni a frequenza industriale e, al massimo, le sovratensioni di manovra a fronte lungo.

Sulla base delle precedenti considerazioni, in generale non è consigliabile utilizzare il modello di linea di K.C. Lee per la simulazione della propagazione delle sovratensioni di origine atmosferica lungo le linee elettriche aeree. Si osserva, tuttavia, che i modelli in Figura 1.38 e 1.45 trascurano l'effetto corona, che sulle linee elettriche aeree introduce una significativa attenuazione del valore di cresta e della pendenza del fronte dell'onda, molto maggiore di quella introdotta dal terreno e dalla dipendenza dalla frequenza dei parametri di linea; per via dell'effetto corona, nella realtà gli effetti di una fulminazione sono limitati a un tratto di linea relativamente corto attorno al punto di fulminazione⁷³. Se il modello per gli studi di fulminazione si riduce a poche campate di linea, è possibile in prima approssimazione trascurare la dipendenza dalla frequenza dei parametri di linea e utilizzare il modello di K.C. Lee in alternativa ai modelli a parametri distribuiti dipendenti dalla frequenza [12]. Il modello di K.C. Lee è più veloce e più stabile dei modelli a parametri dipendenti dalla frequenza, aspetto importante qualora sia necessario effettuare un numero elevato di simulazioni, come per le analisi Monte Carlo. Infatti, negli studi di coordinamento dell'isolamento è importante conoscere il valore di cresta e la durata del fronte delle sovratensioni in arrivo alla stazione, ai quali è legato il rischio di scarica sugli isolamenti auto-ripristinanti e non auto-ripristinanti; come dimostrato, con un'opportuna scelta della frequenza di calcolo, il modello di K.C. Lee fornisce risultati conservativi rispetto al modello di J.R. Marti. Inoltre, il modello di K.C. Lee è più affidabile per la simulazione di linee molto corte di lunghezza massima pari ad alcune decine di metri, come nel caso dei collegamenti di stazione⁷⁴.

Qualora si utilizzi il modello di K.C. Lee per la simulazione della propagazione delle sovratensioni di origine atmosferica su brevi distanze, si pone il problema del valore ottimale della frequenza di calcolo da adottare; in particolare, in [61] si raccomanda una frequenza di 400 kHz per gli studi di fulminazione, mentre in [62] si raccomanda una frequenza di 500 kHz, al limite della propagazione quasi-TEM per le linee di energia. Le Figure 1.51 e 1.52 pongono a confronto il modello di J.R. Marti e il modello di K.C. Lee calcolato alla frequenza di 10 kHz e di 400 kHz rispettivamente, per una linea corta di lunghezza pari a 1 km (corrispondente a circa 3 campate di linea) e per un terreno di resistività pari a 100 Ωm e 1000 Ωm , rispettivamente. Si osserva che in entrambi i casi il modello di K.C. Lee restituisce una forma d'onda fedele all'originale, inoltre il valore di cresta della tensione è meno sensibile alla frequenza di calcolo⁷⁵; tuttavia, la scelta di una frequenza di

⁷³ Al massimo pari ad una decina di chilometri [60].

⁷⁴ I collegamenti di stazione, che presentano lunghezze dell'ordine di alcuni metri, possono essere rappresentati con il modello di linea di Dommel, trascurando gli accoppiamenti tra le fasi. Allo stesso modo, i passi sbarra liberi, che presentano lunghezze dell'ordine delle decine di metri, possono essere rappresentati con il modello di linea di K.C. Lee. Si veda il Capitolo 5, paragrafo 5.6.

⁷⁵ La dipendenza dalla frequenza del valore di cresta della tensione si fa più accentuata in terreni a resistività medio-alta.

calcolo maggiore di 400 kHz, come suggerito in letteratura, non è conservativa, in quanto si ottengono valori di cresta della tensione inferiori a quelli ottenuti con il modello di J.R. Marti.

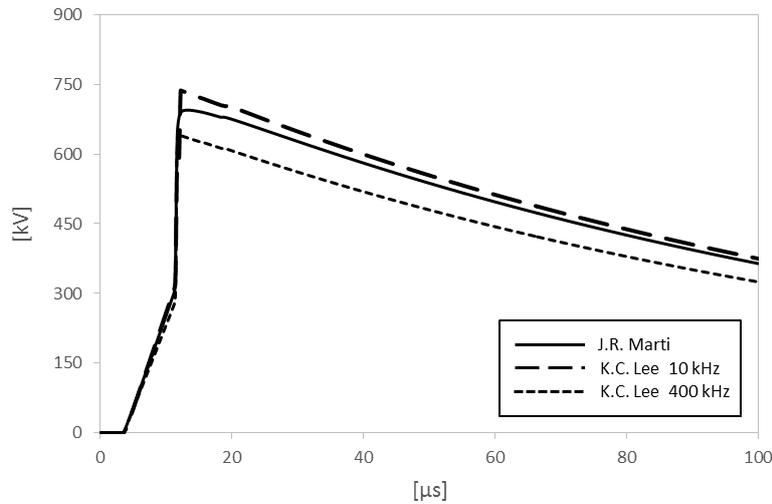


Figura 1.51: Confronto tra modello di J.R. Marti e modello di K.C. Lee. Linea di lunghezza pari a 1 km. Resistività del terreno pari a 100 Ωm.

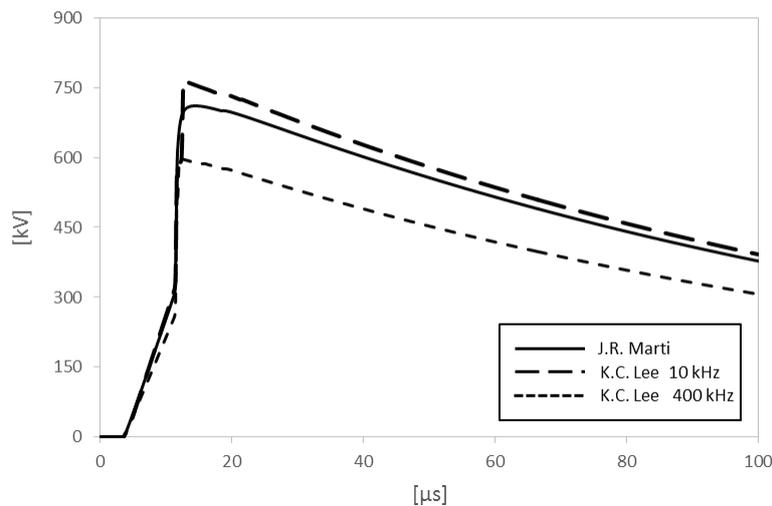


Figura 1.52: Confronto tra modello di J.R. Marti e modello di K.C. Lee. Linea di lunghezza pari a 1 km. Resistività del terreno pari a 1000 Ωm.

In conclusione, per lo studio della propagazione su brevi distanze delle sovratensioni di origine atmosferica a onda piena, si raccomanda l'utilizzo del modello di K.C. Lee calcolato ad una frequenza dell'ordine delle decine di kHz. Per le sovratensioni di origine atmosferica ad onda troncata potrebbero essere necessarie frequenze più alte, dell'ordine delle centinaia di kHz⁷⁶.

⁷⁶ Si veda il paragrafo 1.9.

1.15 Bibliografia

- [1] Terna, Conduttore a corda di alluminio-acciaio \varnothing 22,8 mm, Specifica di componente LIN_000000C1.
- [2] Terna, Conduttore a corda di alluminio-acciaio \varnothing 31,5 mm, Specifica di componente LIN_000000C2.
- [3] Terna, Fune di guardia di acciaio rivestito di alluminio \varnothing 11,5 mm, Specifica di componente LIN_000000C51.
- [4] Terna, Linee 132-150 kV semplice terna conduttore \varnothing 22,8 mm tiro pieno e \varnothing 31,5 mm tiro ridotto. Gruppi mensole tipo A per sostegni L,N,M, Tavola per montaggio meccanico LIN_0000S804.
- [5] Terna, Linee 132-150 kV semplice terna conduttore \varnothing 22,8 mm tiro pieno e \varnothing 31,5 mm tiro ridotto. Gruppi mensole tipo D per sostegni C,E, Tavola per montaggio meccanico LIN_0000S810.
- [6] Terna, Linee 132-150 kV. Sostegno di stazione – Tiro pieno, Schema generale P505DS001.
- [7] Terna, Linee 132-150 kV semplice terna conduttore \varnothing 22,8 mm tiro pieno e \varnothing 31,5 mm tiro ridotto. Sostegni tipo N, Tavola per montaggio meccanico LIN_0000S802.
- [8] Terna, Linee 132-150 kV semplice terna conduttore \varnothing 22,8 mm tiro pieno e \varnothing 31,5 mm tiro ridotto. Sostegni tipo C, Tavola per montaggio meccanico LIN_0000S808.
- [9] Terna, Linee 132-150 kV. Palo gatto con e senza piattaforma per transizione aereo-cavo. Tiro orizzontale in EDS 21% Zona A – EDS 18% Zona B, Tavola per montaggio meccanico UX LS5302.
- [10] R.G. Olsen, High voltage overhead transmission line electromagnetics - Volume I, Second edition, 2018.
- [11] J.R. Carson, Wave propagation in overhead wires with ground return, *The Bell System Technical Journal*, Volume: 5, Issue: 4, 539-554, October 1926.
- [12] H.W. Dommel, Electro-Magnetic Transient Program (EMTP) Theory Book, Bonneville Power Administration, 1986.
- [13] S. A. Schelkunoff, The electromagnetic theory of coaxial transmission lines and cylindrical shields, *The Bell System Technical Journal*, Volume: 13, Issue: 4, 532-579, October 1934.
- [14] M. Abramovitz, and I.A. Stegun, Handbook of mathematical functions with formulas, graphs and mathematical tables, National Bureau of Standards Applied Mathematics Series, 1964.
- [15] E.D. Sunde, Earth conduction effects in transmission system, Dover Publication Inc, 1949.
- [16] R. Hartenstein, H.J. Koglin, and V. Rees, Ersatzschaltbild von HGÜ-Leitungen für unsymmetrischen Betrieb im Frequenzbereich von 0 bis 100 kHz, *ETZ-A*, vol. 93, pp. 148-152, 1972.
- [17] M. Nakagawa, A. Ametani, and K. Iwamoto, Further studies on wave propagation in overhead lines with earth return-impedance of stratified earth, *Proc. IEE*, vol. 120(2), pp. 1521-1528, 1973.
- [18] C. Gary, Approche Complete de la Propagation multifilaire en haute frequence par utilisation des matrices complexes, *EdF Bulletin de la Direction des Etudes et Recherches, Serie B*, no. 3/4, pp. 5-20, 1976.

- [19] A. Deri, G. Tevan, A. Semlyen, and A. Castanheira, The complex ground return plane a simplified model for homogeneous and multi-layer earth return, *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, Volume: PAS-100, Issue: 8, 3686 – 3693, August 1981.
- [20] A. Ametani, Stratified earth effects on wave propagation - frequency-dependent parameters, *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, Volume: PAS-93, Issue: 5, 1233-1239, September 1974.
- [21] D.A. Tsiमितros, G.K. Papagiannis, and P.S. Dokopoulos, Equivalent resistivity approximation of two-layer earth structures for earth return impedance calculations, *2005 IEEE Russia Power Tech*, 27-30 June 2005.
- [22] L. Bergeron, Du coup de bélier en hydraulique au coup de foudre en électricité, Dunop, Paris, 1950.
- [23] L.V. Bewley, *Traveling waves on transmission systems*, J. Wiley & Sons, 1951.
- [24] H.W. Dommel, Digital computer solution of electromagnetic transients in single-and multiphase networks, *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, Volume: PAS-88, Issue: 4, 388-399, April 1969.
- [25] E. Clarke, Problems solved by modified symmetrical components, *General Elect. Rev.*, Volume: 41, Issue: 11 and 12, 488-449, 1938.
- [26] L.M. Wedepohl, Application of matrix methods to the solution of travelling-wave phenomena in polyphase systems, *Proc. IEE*, Vol. 110, No. 12, pp. 2200-2212, December 1963.
- [27] H. Karrenbauer, *Ausbreitung von Wanderwellen bei verschiedenen Anordnungen von Freileitungen im Hinblick auf die Form der Einschwingspannung bei Abstandskurzschlüssen*, doctoral dissertation, Munich, Germany, 1967.
- [28] D.E. Hedman, Propagation on overhead transmission lines I - Theory of modal analysis, *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, Volume: 84, Issue: 3, 200-205, March 1965.
- [29] C.R. Paul, Useful matrix chain parameter identities for the analysis of multiconductor transmission lines (Short Papers), *IEEE Transactions on Microwave Theory and Techniques*, Volume: 23, Issue: 9, 756-760, September 1975.
- [30] K.C. Lee, *Lightning surge propagation in overhead lines and bus-ducts and cables*, Ph.D. Thesis, The University of British Columbia, Vancouver, Canada, July 1980.
- [31] J.A. Brandao Faria, and J.F. Borges da Silva, Irregular eigenvalues in the analysis of multimodal propagation, *Proc. of the 8th PSCC*, pp. 760-764, 1984.
- [32] J.A. Brandao Faria, and J.F. Borges da Silva, Wave propagation in polyphase transmission lines a general solution to include cases where ordinary modal theory fails, *IEEE Transactions on Power Delivery*, Volume: 1, Issue: 2, 182-189, April 1986.
- [33] J.A. Brandao Faria, Overhead three-phase transmission lines-nondiagonalizable situations, *IEEE Transactions on Power Delivery*, Volume: 3, Issue: 4, 1348-1355, October 1988.
- [34] G. Baldo, *Tecnica delle alte tensioni*, CLEUP, 2004.
- [35] A. Semlyen, and A. Dabuleanu, Fast and accurate switching transient calculations on transmission lines with ground return using recursive convolutions, *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, Volume: 94, Issue: 2, 561-571, March 1975.
- [36] J.R. Marti, Accurate modelling of frequency-dependent transmission lines in electromagnetic transient simulations, *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, Volume: PAS-101, Issue: 1, 147-157, January 1982.
- [37] J.R. Marti, *The problem of frequency dependence in transmission line modelling*, Ph.D. Thesis, The University of British Columbia, Vancouver, Canada, April 1981.

- [38] T. Noda, N. Nagaoka, and A. Ametani, Phase domain modeling of frequency-dependent transmission lines by means of an ARMA model, *IEEE Transactions on Power Delivery*, Volume: 11, Issue: 1, 401-411, January 1996.
- [39] T. Noda, N. Nagaoka, and A. Ametani, Further improvements to a phase-domain ARMA line model in terms of convolution, steady-state initialization, and stability, *IEEE Transactions on Power Delivery*, Volume: 12, Issue: 3, 1327-1334, July 1997.
- [40] A. Budner, Introduction of frequency-dependent line parameters into an electromagnetic transients program, *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, Volume: PAS-89, Issue: 1, 88-97, January 1970.
- [41] J.K. Snelson, Propagation of travelling waves on transmission lines - frequency dependent parameters, *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, Volume: PAS-91, Issue: 1, 85-91, January 1972.
- [42] W.S. Meyer, and H.W. Dommel, Numerical modelling of frequency-dependent transmission-line parameters in an electromagnetic transients program, *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, Volume: PAS-93, Issue: 5, 1401-1409, September 1974.
- [43] H.W. Bode, Network analysis and feedback amplifier design, Van Nostrand, New York, 1945.
- [44] B. Gustavsen and A. Semlyen, Rational approximation of frequency domain responses by Vector Fitting, *IEEE Transactions on Power Delivery*, Volume: 14, Issue: 3, 1052-1061, July 1999.
- [45] J.A. Martinez-Velasco, and B. Gustavsen, Overview of overhead line models and their representation in digital simulations, International Conference on Power Systems Transients (IPST'01) in Rio de Janeiro (Brazil), June 2001.
- [46] K.C. Lee, Non-linear corona models in an electromagnetic transients program EMTP, *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, Volume: PAS-102, Issue: 9, 2936-2942, September 1983.
- [47] S. Carneiro, and J.R. Marti, Evaluation of corona and line models in electromagnetic transients simulations, *IEEE Transactions on Power Delivery*, Volume: 6, Issue: 1, 334-342, January 1991.
- [48] A.R. Hileman, Insulation coordination for power systems, Taylor & Francis Inc, 1999.
- [49] CIGRE Working Group 33.01, Guide to procedures for estimating the lightning performance of transmission lines, Technical Brochure No. 63, October 1991.
- [50] CIGRE Working group C4.23, Procedures for estimating the lightning performance of transmission lines – New aspects, Technical Brochure No. 839, June 2021.
- [51] K. Berger, R.B. Anderson, and H. Kroninger, Parameters of lightning flashes, *Electra*, Vol. 41, pp. 23-37, July 1975.
- [52] R.B. Anderson and A.J. Eriksson, Lightning parameters for engineering application, *Electra*, Vol. 69, pp. 65-102, March 1980.
- [53] F. Heidler, Analytische Blitzstromfunktion zur LEMP-berechnung, in *Proc. 18th Int. Conf. Lightn. Protec. (ICLP)*, pp. 63-66, Munich, Germany, September 1985.
- [54] Z.G. Datsios, P.N. Mikropoulos, and T.E. Tsovilis, Effects of lightning channel equivalent impedance on lightning performance of overhead transmission lines, *IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility*, Volume: 61, Issue: 3, 623-630, June 2019.
- [55] CEI EN 62305-1, Protection against lightning, Part 1: General principles, 2013.

- [56] G.W. Brown, and E.R. Whitehead, Field and analytical studies of transmission line shielding, *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, Volume: PAS-88, Issue: 5, 617-626, May 1969.
- [57] 1243-1997 - IEEE Guide for improving the lightning performance of transmission lines, December 1997.
- [58] J.G. Anderson, Lightning performance of transmission lines, Chapter 12 of *Transmission Line Reference Book*, Palo alto, CA: Electric Power Research Institute, 1982.
- [59] A. Ametani, Lightning surge analysis by EMTP and numerical electromagnetic analysis method, *30th International Conference on Lightning Protection (ICLP 2010)*, Cagliari, Italy, September 2010.
- [60] C. Gary, A. Timotin, and D. Cristescu, Prediction of surge propagation influenced by corona and skin effect, *IEE Proceedings A (Physical Science, Measurement and Instrumentation, Management and Education, Reviews)*, Volume 130, Issue 5, 264-272, July 1983.
- [61] W.S. Meyer and T.H. Liu, Alternative Transients Program (ATP) Rule Book, Canadian/American EMTP User Group, 1992.
- [62] IEEE Task Force on Fast Front Transients, Modeling guidelines for fast front transients, *IEEE Transactions on Power Delivery*, Volume: 11, Issue: 1, 493-506, January 1996.

2. Dispensori di terra

Nel presente capitolo vengono descritte le principali tipologie di dispersori di terra unificati Terna, e vengono forniti tutti i parametri elettrici e dimensionali per la corretta modellazione degli stessi. I modelli analizzati consentono la corretta rappresentazione dei dispersori di terra nell'intervallo di frequenze di interesse per lo studio delle sovratensioni di origine atmosferica¹.

La realizzazione di una buona messa a terra dei sostegni delle linee di trasmissione dell'energia elettrica è necessaria per ottenere un'efficiente protezione contro le sovratensioni di origine atmosferica. Infatti, sebbene i sostegni di linea siano collegati tra loro dalle funi di guardia, che in caso di fulminazione diretta del sostegno sottraggono correnti di scarica al circuito formato dal sostegno e dal suo impianto di terra, tuttavia, nei primi istanti della fulminazione le sovratensioni sono limitate dal solo dispersore di terra del sostegno colpito dal fulmine. I dispersori di terra dei sostegni delle linee elettriche aeree possono essere di tipo concentrato o di tipo esteso.

2.1 Dispensori di terra di tipo concentrato

I dispersori di terra di tipo concentrato sono normalmente costituiti da elettrodi di terra infissi nel terreno, eventualmente collegati a conduttori in rame o piattina zincata, le cui dimensioni fisiche sono trascurabili rispetto alla minima lunghezza d'onda delle correnti che eccitano il sistema. Questa condizione è normalmente verificata in terreni a bassa resistività, nei quali è possibile ottenere bassi valori di resistenza di dispersione con elettrodi di terra di dimensioni contenute.

La resistenza di un dispersore di tipo concentrato è la somma della resistenza di dispersione R_d e della resistenza interna che, per effetto pelle, è molto più alta del valore in continua, ma è comunque trascurabile rispetto a quella di dispersione. La resistenza di dispersione a sua volta è la somma di tre resistenze parziali:

- la resistenza di contatto, dovuta al non perfetto contatto del conduttore con il terreno circostante;
- la resistenza del "letto", ovvero la resistenza di dispersione relativa agli strati di terreno nell'intorno degli elettrodi, che sono stati smossi e modificati rispetto alla loro disposizione naturale durante l'interramento del dispersore;
- la resistenza del terreno in cui il dispersore è immerso.

L'unica resistenza che può essere determinata in modo accurato è la resistenza del terreno, mentre le altre due resistenze sono di difficile determinazione e tendono a variare nel tempo. A causa della resistenza di contatto, la resistenza effettiva dei dispersori può risultare maggiore del 20% rispetto a quella calcolata; tuttavia, alle alte frequenze la resistenza di contatto viene shuntata dalla capacità tra il conduttore e il terreno. I fenomeni di diminuzione della resistenza dovuti alle scariche nel terreno (ionizzazione del terreno), o i fenomeni di aumento della resistenza dovuti a improvvisa evaporazione di soluzioni acquose per il passaggio di correnti elevate nel terreno (effetto secco),

¹ Tipicamente 20 kHz ÷ 1 MHz.

interessano sempre la resistenza di contatto e al più la resistenza di dispersione relativa agli strati di terreno nell'intorno del dispersore.

Si rileva sperimentalmente che la resistenza agli impulsi di un dispersore di terra di tipo concentrato è minore della resistenza misurata in corrente alternata a frequenza industriale. Quanto più elevata è la resistività del terreno, tanto maggiore è la diminuzione di resistenza. Il fenomeno si spiega considerando che l'elevata densità di corrente dispersa dall'impianto di terra del sostegno a seguito di una fulminazione, determina la formazione di scariche nel terreno che cortocircuitano l'alta resistenza di contatto tra le particelle conduttrici del suolo nei pori del terreno in vicinanza del dispersore. La formazione delle scariche si ha quando il campo elettrico sulla superficie degli elettrodi supera un valore critico E_c compreso tra 2,5 e 4,3 kV/cm [1]. La regione ionizzata si estende nel terreno fino al punto in cui il campo elettrico scende al disotto del valore critico; grazie alla presenza di questa zona ad elevata conduttività, l'elettrodo di terra può essere assimilato ad un dispersore di dimensioni maggiori che presenterà, quindi, un valore di resistenza di dispersione minore.

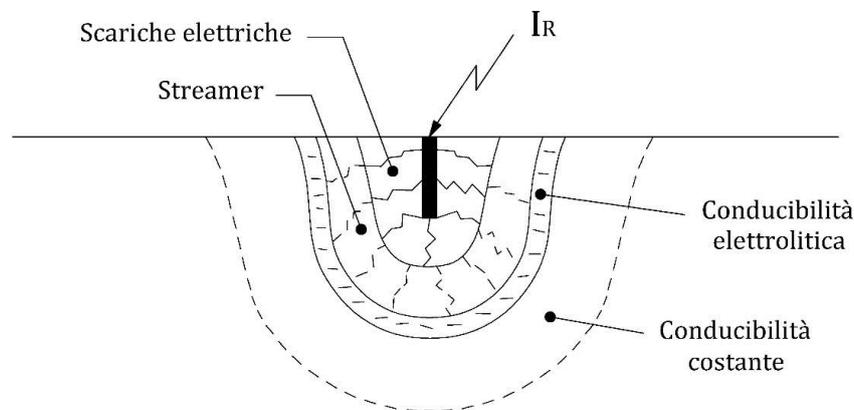


Figura 2.1: Processo di ionizzazione del terreno ad opera di elevate correnti impulsive. [2]

La diminuzione di resistenza per correnti impulsive non è istantanea ma procede con un ritardo rispetto alla crescita della corrente, mostrando un processo di isteresi per cui la resistenza raggiunge il valore minimo quando la corrente ha già superato il valore di cresta. Il tempo di ritardo è legato alla limitata velocità di propagazione delle scariche nel terreno, che è dell'ordine di 10^7 cm/s [1]. In generale, si può ritenere che la diminuzione della resistenza avvenga entro i primi $10 \mu\text{s}$ dall'inizio dell'impulso. Di conseguenza, la diminuzione della resistenza ha importanza solo per fronti d'onda aventi durata di questo ordine di grandezza, mentre è irrilevante per fronti più brevi. A questo occorre aggiungere che la diminuzione di resistenza per correnti impulsive è difficilmente prevedibile in quanto dipende dal tipo di terreno, dal tipo di dispersore e dall'impulso applicato. Per queste ragioni, i fenomeni di ionizzazione del terreno vengono normalmente trascurati nello studio delle sovratensioni conseguenti a scarica di ritorno (back-flashover) sui sostegni delle linee elettriche aeree, operando in questo modo con un criterio di maggior sicurezza.

Qualora si vogliano ugualmente rappresentare i fenomeni di ionizzazione del terreno, è possibile adottare il modello proposto da Weck [3] per dispersori di tipo concentrato. Nel modello di Weck la resistenza di terra in presenza di ionizzazione del terreno, R_T , mantiene il valore determinato

dalla sua geometria e dalla resistività del terreno, sino a quando la corrente dispersa non raggiunge un valore critico detto di ionizzazione:

$$I < I_c, \quad R_T = R_d \quad (2.1)$$

Nella (2.1) si è indicato con:

I_c : la corrente critica di ionizzazione;

R_d : la resistenza di dispersione dell'elettrodo di terra a frequenza industriale.

La corrente critica è funzione della geometria dell'elettrodo, della resistività del terreno e del campo elettrico di ionizzazione:

$$I_c = \frac{1}{2\pi} \cdot \frac{\rho E_c}{R_d^2} \quad (2.2)$$

Nella (2.2) si è indicato con:

ρ : la resistività del terreno;

E_c : il campo elettrico di ionizzazione del terreno, per il quale si può assumere un valore di riferimento pari a 4 kV/cm [4].

Superata la corrente critica, la porzione di terreno ionizzata tenderà inizialmente ad inviluppare la geometria del dispersore seguendone la forma per cui, nel caso di dispersori a picchetto, la resistenza di terra si ridurrà con andamento logaritmico in funzione della corrente. In seguito, al crescere della corrente, la porzione di terreno ionizzata assumerà una forma sferica, per cui a correnti elevate l'impianto di terra si comporterà come un dispersore sferico. Per tenere conto di entrambi i comportamenti, Weck propose la seguente espressione di sintesi, ricavata analizzando le misure di resistenza a impulso su elettrodi sferici e a picchetto:

$$I > I_c, \quad R_T = \frac{R_d}{\sqrt{1 + \frac{I}{I_c}}} \quad (2.3)$$

La (2.3) approssima in modo adeguato il comportamento dei dispersori a picchetto per basse correnti, e il comportamento dei dispersori sferici per correnti elevate. L'applicazione del modello di Weck ai dispersori di tipo concentrato per i sostegni delle linee elettriche aeree richiede cautela, in quanto nessuna delle tipologie di dispositivi di messa a terra unificati Terna è riconducibile alle tipologie di dispersore rappresentate dalla (2.3). Di conseguenza, in assenza di verifiche sperimentali e in via cautelativa, è preferibile rappresentare i dispersori di tipo concentrato con la sola resistenza di dispersione a frequenza industriale R_d , senza considerare i fenomeni di ionizzazione del terreno.

Per i dispersori di tipo concentrato, se sottoposti a impulsi a fronte molto ripido, oltre alla resistenza di dispersione occorre tenere conto anche dei fenomeni induttivi e capacitivi. Infatti, parallelamente alla corrente di conduzione, si propaga nel terreno anche una corrente di spostamento, inoltre la corrente passando nell'elettrodo e disperdendosi nel terreno produce un campo magnetico. La capacità ha particolare importanza nei terreni ad alta resistività, quali ad esempio i terreni rocciosi, nei quali la diffusione della corrente avviene in maniera considerevole attraverso la corrente di spostamento. Dal momento che i dispositivi di messa a terra unificati

Terna di tipo concentrato sono impiegati in terreni a bassa resistività, gli effetti capacitivi possono essere trascurati. L'induttanza, invece, non ha molto peso per i dispersori concentrati, tuttavia assume importanza in presenza di fronti d'onda molto ripidi. In questo caso, la caduta induttiva può essere trascurata solo se la resistenza di dispersione è elevata.

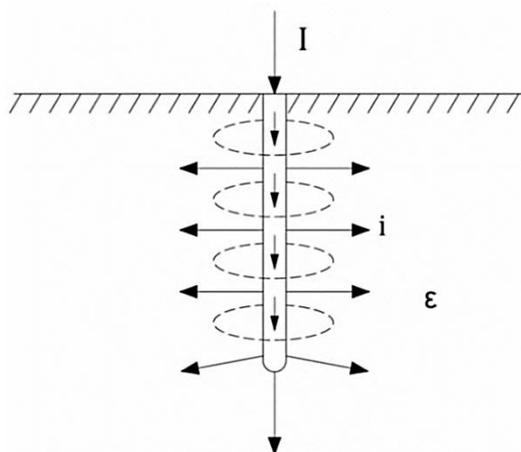


Figura 2.2: Resistenza di dispersione, autoinduzione e capacità di un dispersore di tipo concentrato.

2.2 Dispersori di terra di tipo esteso

Nei terreni ad elevata resistività si è soliti utilizzare dispersori profondi o estesi per assicurare un basso valore della resistenza di messa a terra; i dispersori di tipo esteso sono detti anche "contrappesi". Dal momento che la velocità di propagazione delle onde lungo un contrappeso è circa pari a un terzo della velocità della luce [5], la lunghezza di un contrappeso può non essere trascurabile rispetto alla durata del fronte dell'onda dei transistori elettromagnetici analizzati, come avviene invece nei dispersori di tipo concentrato. In questo caso, i contrappesi non possono essere considerati in condizioni stazionarie, ma sono assimilabili a linee di trasmissione a parametri distribuiti, connesse alla base del sostegno e aperte all'altra estremità, come illustrato in Figura 2.3. La conduttanza variabile rappresentata nel modello a parametri distribuiti, tiene conto di eventuali fenomeni di ionizzazione del terreno.

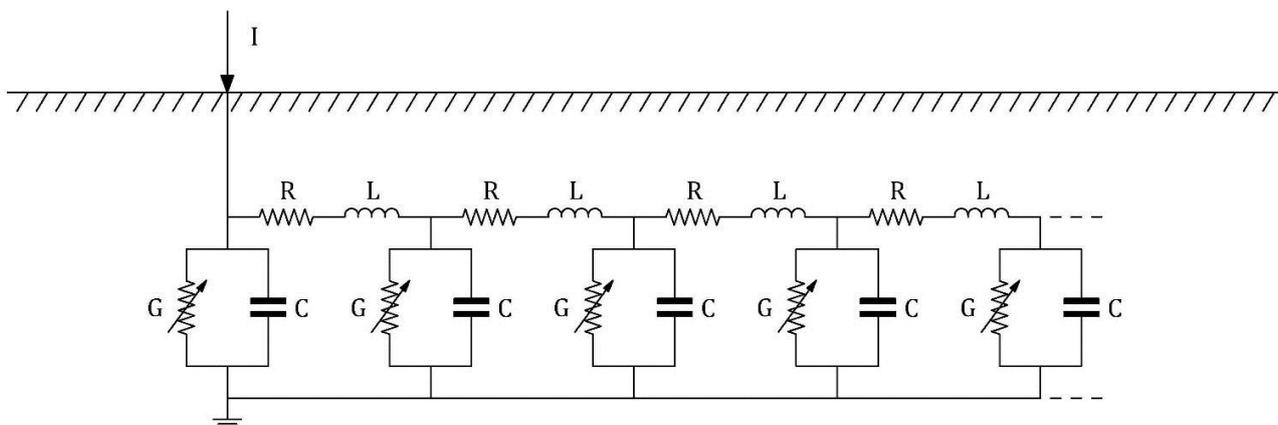


Figura 2.3: Rappresentazione circuitale a parametri distribuiti di un contrappeso.

L'onda di corrente alla partenza della linea vede inizialmente una resistenza di valore elevato pari all'impedenza caratteristica Z_c della linea stessa², che decresce velocemente sino a portarsi in pochi microsecondi al valore della resistenza di dispersione R_d , come illustrato qualitativamente in Figura 2.4. La durata totale del periodo transitorio è data dal tempo necessario all'onda viaggiante per portarsi all'estremità lontana del contrappeso e tornare indietro. Infatti, per via della limitata velocità di propagazione dell'onda dovuta all'azione combinata dell'autoinduzione e della resistenza del contrappeso, questo interverrà con la totale resistenza di terra solo quando la corrente avrà interessato tutta la sua lunghezza.

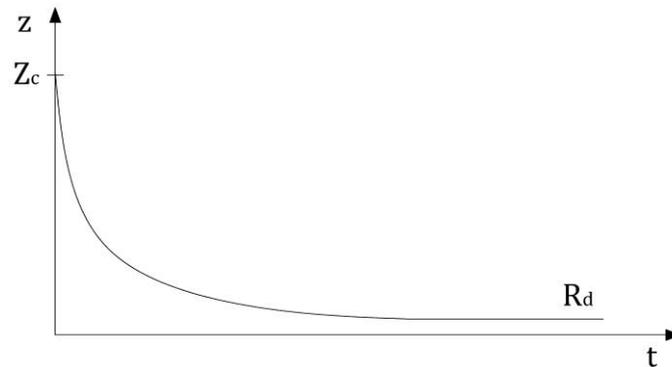


Figura 2.4: Andamento qualitativo nel tempo dell'impedenza transitoria di un contrappeso.

Per quanto detto, un contrappeso non può essere rappresentato né con la sua impedenza caratteristica come per le linee di trasmissione dell'energia, né con la sua resistenza di dispersione come per gli elettrodi di tipo concentrato; al contrario, può risultare utile rappresentare il contrappeso con la sua impedenza transitoria, definita come il rapporto tra il valore istantaneo del potenziale nel punto di iniezione della corrente e il valore istantaneo della corrente iniettata nel dispersore di terra [6], ovvero:

$$z(t) = \frac{v(t)}{i(t)} \quad (2.4)$$

Tuttavia, la definizione più comune vede l'impedenza transitoria come il rapporto tra il valore istantaneo del potenziale nel punto di iniezione della corrente e il valore di cresta della corrente, come di seguito riportato:

$$z(t) = \frac{v(t)}{\max[i(t)]} \quad (2.5)$$

Infatti, negli studi di coordinamento dell'isolamento il contrappeso viene tipicamente rappresentato con una impedenza di valore costante $Z = z(t = t^*)$ con t^* istante in cui l'onda di corrente raggiunge il suo valore di cresta. Ne consegue che la migliore utilizzazione di un contrappeso si avrà se, nell'istante in cui l'onda di corrente raggiunge il suo valore di cresta, il contrappeso presenta già la sua totale resistenza di terra, ovvero $z(t^*) = R_d$; assumendo una velocità dell'onda pari a $v = 100 \text{ m}/\mu\text{s}$ e una durata del fronte dell'onda pari a $T_f = 1 \mu\text{s}$, perché si verifichi questa condizione il contrappeso deve presentare una lunghezza non superiore a $l = 0,5 \cdot T_f \cdot v = 50 \text{ m}$. Con una lunghezza maggiore di 50 m il contrappeso interverrebbe con la sua

² L'impedenza caratteristica di un contrappeso presenta tipicamente un valore compreso tra 100 e 250 Ω .

totale resistenza di terra in un tempo maggiore di 1 μ s, per cui sarebbe più efficiente nei riguardi di onde a fronte lento.

Sulla base delle precedenti considerazioni, appare inutile e antieconomico prolungare la lunghezza di un contrappeso oltre i 50 ÷ 100 m; qualora si renda necessario aumentare ulteriormente la sua lunghezza per ridurre la resistenza di dispersione in terreni ad elevata resistività, è consigliabile collegare più conduttori di lunghezza ridotta in parallelo tra loro anziché utilizzare un unico conduttore. Tornando all'esempio precedente, se la lunghezza totale del contrappeso necessaria ad avere una buona resistenza di dispersione³ fosse pari a 100 m, si può pensare di realizzare il contrappeso con due rami in parallelo di lunghezza pari a 50 m ciascuno. In questo modo, la resistenza di dispersione totale è all'incirca la stessa ma il tempo di propagazione dell'onda lungo il singolo ramo si dimezza, per cui nell'istante in cui l'onda di corrente raggiunge il suo valore di cresta, ciascun ramo del contrappeso presenta già la sua totale resistenza di terra.

Come per i dispersori di tipo concentrato, anche per i contrappesi le scariche nel terreno tendono a ridurre la resistenza di dispersione, tuttavia questo effetto può essere trascurato. Infatti, negli elettrodi estesi la ionizzazione tende a ridurre solo la resistenza di contatto, ma non modifica in modo sostanziale la superficie dell'elettrodo a contatto con il terreno e la sua dimensione massima. Inoltre, il fenomeno della ionizzazione è simultaneo all'aumento di impedenza iniziale dovuto al fronte dell'onda di corrente e, dato il ritardo con cui compare il processo di scarica nel terreno, è difficile stabilire quale dei due fenomeni prevalga sull'altro [1].

2.3 Contrappesi di tipo radiale

I dispositivi di messa a terra unificati Terna sono realizzati con contrappesi di tipo "radiale" consistenti in diversi conduttori che si estendono a raggiera dalla base del palo, formando tra loro angoli uguali. Questa configurazione consente di ridurre al minimo gli accoppiamenti magnetici tra i conduttori, nonché di ottenere bassi valori di resistenza di dispersione complessiva e bassi valori di impedenza transitoria nell'istante in cui l'onda di corrente raggiunge il valore di cresta. L'impiego di contrappesi di tipo radiale consente di ridurre anche il valore iniziale dell'impedenza transitoria. Si dimostra, infatti, che l'impedenza transitoria non dipende dalla lunghezza dei raggi, bensì da loro numero, e varia in maniera inversamente proporzionale ad esso, almeno sino a quattro raggi in parallelo [5], come illustrato qualitativamente in Figura 2.5. Per più di quattro raggi, la diminuzione dell'impedenza transitoria non segue più la legge di proporzionalità inversa a causa della mutua induzione tra i conduttori, per cui non conviene realizzare contrappesi con un numero di raggi maggiore di quattro. Nel caso dei dispersori unificati Terna, solo la tipologia MT6 presenta più di quattro raggi, in quanto destinata a terreni ad elevata resistività (1300 ÷ 2000 Ω m).

³ Il valore indicativo di una buona resistenza di messa a terra dei sostegni delle linee aeree di alta tensione è pari a 10 Ω .

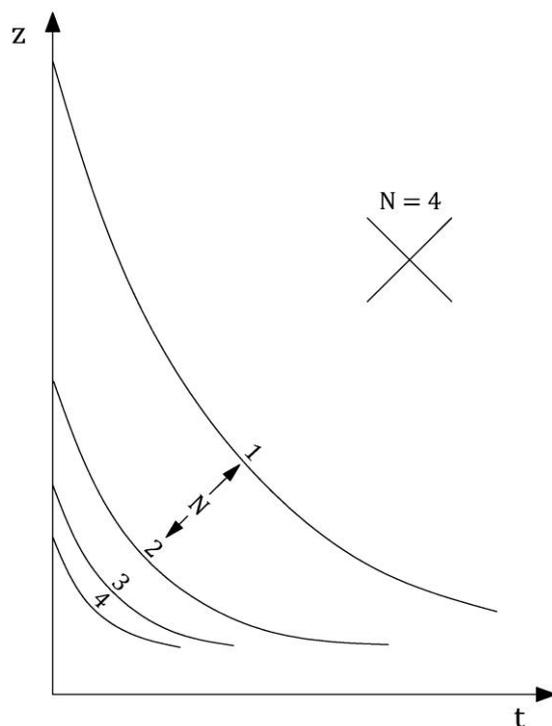


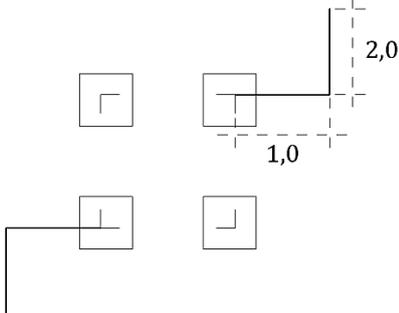
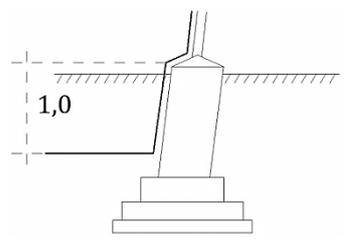
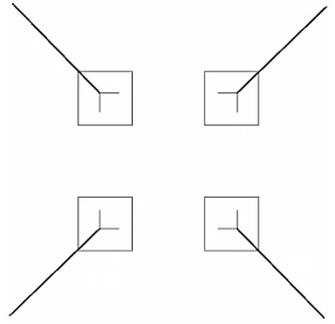
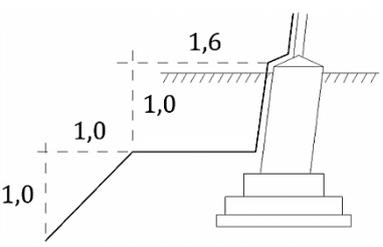
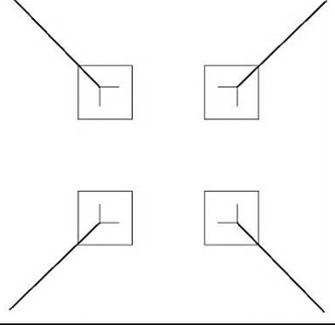
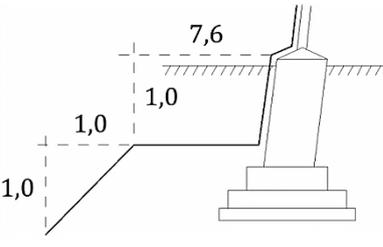
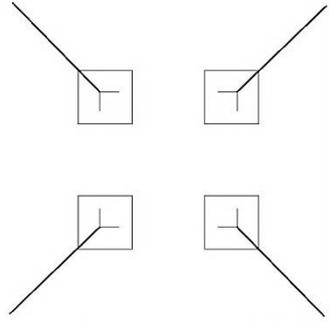
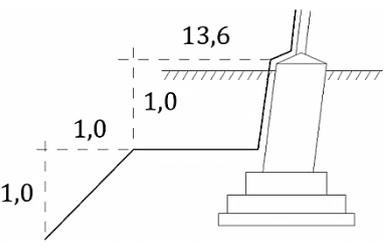
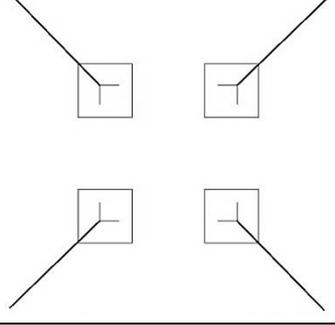
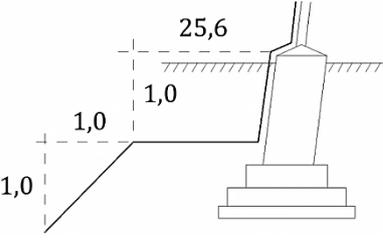
Figura 2.5: Effetto qualitativo del numero dei raggi sull'impedenza transitoria dei contrappesi di tipo radiale. [5]

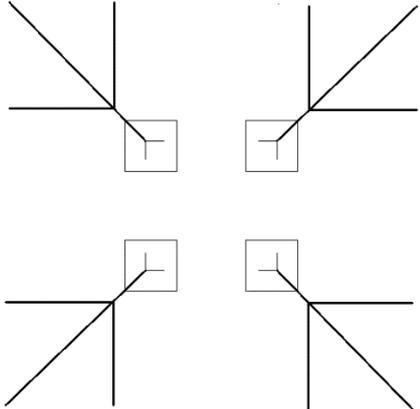
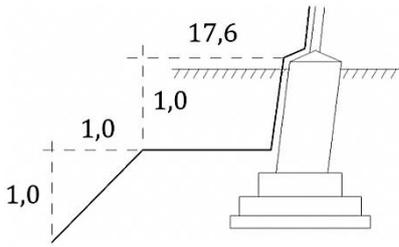
Sono previste diverse tipologie di contrappesi, con raggi di differente lunghezza a seconda della resistività del terreno. La Tabella 2.1 riporta le tipologie di dispositivi di messa a terra unificati Terna, con le dimensioni principali e gli intervalli di resistività di impiego degli stessi. I conduttori sono realizzati con piattina zincata di sezione 4 x 40 mm collegata ai montanti del sostegno e interrata alla profondità di circa un metro nel terreno. Il tratto terminale di ciascun raggio viene rivolto verso il basso per ridurre il gradiente della tensione di passo all'estremità del conduttore.

Occorre distinguere due tipi di contrappesi radiali, quelli con raggi di lunghezza inferiore a una decina di metri, e quelli con raggi di maggiore estensione. Assumendo una velocità dell'onda compresa tra 100 ÷ 150 m/s e una durata del fronte dell'onda dell'ordine del μ s, i dispersori del primo tipo possono essere considerati in condizioni stazionarie e possono essere rappresentati tramite la sola resistenza di dispersione, R_d . Al contrario, per i dispersori con raggi di maggiore estensione occorre tenere conto dei fenomeni di propagazione delle onde, attraverso la loro impedenza transitoria $z(t)$.

Nel caso dei dispositivi di messa a terra unificati Terna, le tipologie MT1 e MT2 possono essere modellate come dispersori di tipo concentrato, eventualmente considerando la ionizzazione del terreno con il modello di Weck [3], mentre le tipologie MT4, MT5 e MT6 devono essere modellate come contrappesi di tipo radiale a parametri distribuiti. La tipologia MT3 può essere modellata sia come dispersore di tipo concentrato, sia come contrappeso di tipo radiale a parametri distribuiti.

Tabella 2.1: Dispositivi di messa a terra unificati Terna [7, 8]

Dispositivo	Resistività del terreno, ρ [Ωm]		
MT1	0 ÷ 50		
MT2	50 ÷ 150		
MT3	150 ÷ 300		
MT4	300 ÷ 600		
MT5	600 ÷ 1300		

MT6	1300 ÷ 2000		
-----	-------------	---	---

2.4 Calcolo della resistenza di dispersione a frequenza industriale

Sebbene in letteratura siano disponibili espressioni approssimate per il calcolo della resistenza di dispersione degli elettrodi di terra in funzione della loro geometria [9], tuttavia per dispersori con geometria complessa quali i dispositivi di messa a terra unificati Terna è necessario operare una suddivisione del dispersore in conduttori filiformi elementari, per ciascuno dei quali viene calcolata la resistenza di dispersione propria e le resistenze di dispersione mutue verso gli altri conduttori che costituiscono il dispositivo di messa a terra.

La resistenza di dispersione propria di un conduttore filiforme immerso in un mezzo omogeneo di resistività ρ è pari a [9]:

$$\mathcal{R}_{ii} = \frac{\rho}{2\pi l} \cdot \left[\ln \left(\frac{l}{a} + \sqrt{1 + \left(\frac{l}{a} \right)^2} \right) + \frac{a}{l} - \sqrt{1 + \left(\frac{a}{l} \right)^2} \right] \quad (2.6)$$

Nella (2.6) si è indicato con:

l : la lunghezza del conduttore filiforme;

a : il raggio del conduttore filiforme.

Con riferimento alla Figura 2.6, la resistenza di dispersione mutua tra due conduttori filiformi comunque orientati nello spazio, immersi in un mezzo omogeneo di resistività ρ , è pari a [10, 11]:

$$\mathcal{R}_{ij} = \frac{\rho}{2\pi m} \cdot \left[\left(\frac{\mu}{l} + 1 \right) \cdot \tanh^{-1} \left(\frac{m}{r_1 + r_2} \right) + \left(\frac{\nu + n}{l} \right) \cdot \tanh^{-1} \left(\frac{l}{r_1 + r_4} \right) - \frac{\mu}{l} \cdot \tanh^{-1} \left(\frac{m}{r_3 + r_4} \right) - \frac{\nu}{l} \cdot \tanh^{-1} \left(\frac{l}{r_2 + r_3} \right) - \frac{\Omega d}{2l \sin \vartheta} \right] \quad (2.7)$$

Nella (2.7) si è indicato con:

l, m : le lunghezze dei due conduttori filiformi, rispettivamente;

r_1, r_2, r_3, r_4 : le distanze tra gli estremi dei due conduttori filiformi, come illustrato in Figura 2.6.

Le espressioni dei coefficienti Ω, d, μ, ν sono riportate in [10].

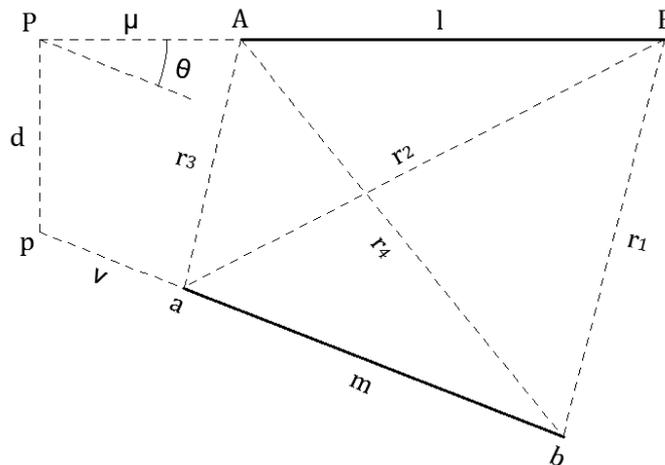


Figura 2.6: Conduttori filiformi comunque orientati nello spazio. [10]

Qualora i conduttori siano costituiti da piattine sottili a sezione rettangolare, come nel caso dei dispositivi di messa a terra unificati Terna, è possibile ricavare il raggio di un conduttore a sezione circolare equivalente [9] per il calcolo delle resistenze di dispersione proprie e mutue:

$$a = a_o \cdot e^{-\frac{3}{2}} \cong 0,22 \cdot a_o \quad (2.8)$$

avendo indicato con a_o la larghezza della piattina a sezione rettangolare. Nel caso della piattina zincata utilizzata nei dispersori di terra unificati Terna [8], il raggio equivalente è pari a $a_o = 0,88 \text{ cm}$.

Sebbene il terreno reale sia costituito da più strati a differente resistività, tuttavia per il calcolo della resistenza di dispersione è preferibile utilizzare un modello di terreno omogeneo e isotropo a resistività costante. Infatti, il terreno per sua natura è disomogeneo in tutte le direzioni, ovvero non presenta superfici nette di separazione tra uno strato e l'altro, pertanto anche i modelli multi-strato costituiscono approssimazioni della realtà. Inoltre, i modelli multi-strato sono di difficile validazione in quanto le campagne di misura della resistività degli strati di terreno sono molto complesse e la dispersione sulle misure è elevata. Di conseguenza, valori di resistività costanti pari alla media delle misure effettuate in più punti del terreno e a differenti profondità forniscono in generale risultati più accurati rispetto ai modelli multi-strato. Si può assumere una resistività del terreno pari a $\rho = 100 \Omega m$ per terreni umidi e $\rho = 1000 \Omega m$ per terreni rocciosi [1]. Occorre precisare, tuttavia, che la resistività del terreno non è costante, varia nel tempo ed è funzione del tipo di terreno, del contenuto di umidità, della temperatura, dell'intensità e della forma d'onda della corrente iniettata nell'elettrodo di terra.

Sebbene i montanti dei sostegni siano collegati ai ferri delle fondazioni, tuttavia nel calcolo della resistenza di dispersione a frequenza industriale le fondazioni possono essere trascurate in quanto dispersori non intenzionali, operando in questo modo con un criterio di maggior sicurezza.

Essendo il dispositivo di messa a terra costituito da conduttori filiformi ciascuno disperdente una corrente di guasto, il potenziale assunto da ciascun conduttore è dato dal contributo sia della corrente drenata dal conduttore stesso, sia delle correnti drenate dagli altri conduttori che costituiscono il dispersore. È possibile, pertanto, scrivere il seguente sistema di equazioni:

$$\begin{cases} \mathcal{R}_{11} \cdot I_1 + \mathcal{R}_{12} \cdot I_2 + \dots + \mathcal{R}_{1n} \cdot I_n = U_1 \\ \mathcal{R}_{21} \cdot I_1 + \mathcal{R}_{22} \cdot I_2 + \dots + \mathcal{R}_{2n} \cdot I_n = U_2 \\ \vdots \\ \mathcal{R}_{n1} \cdot I_1 + \mathcal{R}_{n2} \cdot I_2 + \dots + \mathcal{R}_{nn} \cdot I_n = U_n \end{cases} \quad (2.9)$$

Nelle (2.9) si è indicato con:

\mathcal{R}_{ii} : la resistenza di dispersione propria del conduttore i-esimo;

\mathcal{R}_{ij} : la resistenza di dispersione mutua tra il conduttore i-esimo e il conduttore j-esimo;

I_i : la corrente drenata dal conduttore i-esimo;

U_i : il potenziale del conduttore i-esimo rispetto a un punto di riferimento all'infinito a potenziale nullo.

Assumendo che tutti i conduttori del dispositivo di messa a terra si portino allo stesso potenziale pari alla tensione totale di terra U_T^4 , e imponendo che la somma delle correnti drenate dai conduttori del dispositivo di messa a terra sia pari alla corrente totale di guasto I_F , è possibile introdurre le seguenti equazioni ausiliarie:

$$\begin{aligned} U_1 = U_2 = \dots = U_n = U_T \\ I_F = \sum_{i=1}^n I_i = 1 \text{ A} \end{aligned} \quad (2.10)$$

nelle quali si è assunta per semplicità una corrente di guasto unitaria.

Il sistema di equazioni (2.9) integrato con le equazioni ausiliarie (2.10), può essere rappresentato in forma matriciale nel modo seguente:

$$\begin{bmatrix} \mathcal{R}_{11} & \mathcal{R}_{12} & \dots & \mathcal{R}_{1n} & -1 \\ \mathcal{R}_{21} & \mathcal{R}_{22} & \dots & \mathcal{R}_{2n} & -1 \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots & \vdots \\ \mathcal{R}_{n1} & \mathcal{R}_{n2} & \dots & \mathcal{R}_{nn} & -1 \\ 1 & 1 & \dots & 1 & 0 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} I_1 \\ I_2 \\ \vdots \\ I_n \\ U_T \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ \vdots \\ 0 \\ 1 \end{bmatrix} \quad (2.11)$$

o in forma matriciale compatta come:

$$\begin{bmatrix} [\mathcal{R}_{n,n}] & -[1_{n,1}] \\ [1_{1,n}] & 0 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} [I_{n,1}] \\ U_T \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} [0_{n,1}] \\ 1 \end{bmatrix} \quad (2.12)$$

Nella (2.12) si è indicato con:

$[\mathcal{R}_{n,n}]$: la matrice delle resistenze di dispersione proprie e mutue;

$[I_{n,1}]$: il vettore delle correnti drenate nel terreno dai conduttori del dispositivo di messa a terra, espresse in per unità avendo assunto $I_F = 1 \text{ A}$.

⁴ Per correnti a frequenza industriale è possibile trascurare i fenomeni di autoinduzione e i fenomeni capacitivi, inoltre la resistenza interna dei conduttori è trascurabile rispetto a quella di dispersione. In questo modo è possibile imporre la condizione di equipotenzialità $U_1 = U_2 = \dots = U_n = U_T$ ai conduttori che costituiscono il dispositivo di messa a terra.

La disomogeneità dovuta al piano di separazione tra l'aria e il terreno viene rimossa attraverso il principio delle immagini elettriche. Pertanto, nel calcolo dei coefficienti della matrice delle resistenze di dispersione $[\mathcal{R}_{n,n}]$ viene considerato anche il contributo dei conduttori immagine, ovvero:

$$[\mathcal{R}_{n,n}] = \begin{bmatrix} \mathcal{R}_{11} & \mathcal{R}_{12} & \cdots & \mathcal{R}_{1n} \\ \mathcal{R}_{21} & \mathcal{R}_{22} & \cdots & \mathcal{R}_{2n} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ \mathcal{R}_{n1} & \mathcal{R}_{n2} & \cdots & \mathcal{R}_{nn} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \mathcal{R}_{11'} & \mathcal{R}_{12'} & \cdots & \mathcal{R}_{1n'} \\ \mathcal{R}_{21'} & \mathcal{R}_{22'} & \cdots & \mathcal{R}_{2n'} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ \mathcal{R}_{n1'} & \mathcal{R}_{n2'} & \cdots & \mathcal{R}_{nn'} \end{bmatrix} \quad (2.13)$$

Il sistema (2.12) è determinato e ammette un'unica soluzione costituita dal vettore delle correnti drenate $[I_{n,1}]$ e dalla tensione totale di terra, U_T .

Nota la tensione totale di terra U_T è possibile, infine, determinare la resistenza totale di dispersione del dispositivo di messa a terra, come:

$$R_d = U_T \quad (2.14)$$

avendo assunto $I_F = 1 A$.

Per il calcolo della resistenza di dispersione dei dispositivi di messa a terra unificati Terna è necessario conoscere la distanza tra i piedi dei sostegni delle linee aeree 132-150 kV, a cui è legata la distanza tra i conduttori dei contrappesi radiali. Dal momento che tale distanza dipende dalla tipologia di sostegno e dalla sua altezza utile, per i calcoli si assume una distanza media pari a 4 m [12, 13].

La Tabella 2.2 riporta i valori della resistenza di dispersione a frequenza industriale in funzione della resistività del terreno, per le differenti tipologie di dispositivi di messa a terra unificati Terna riportate in Tabella 2.1.

Tabella 2.2: Resistenza di dispersione dei dispositivi di messa a terra unificati Terna

Dispositivo	Resistività del terreno ρ [Ωm]	Resistenza di dispersione R_d [Ω]
MT1	10	1,45
	50	7,22
MT2	50	4,25
	150	12,8
MT3	150	6,54
	300	13,1
MT4	300	9,15
	600	18,3
MT5	600	11,8
	1300	25,5
MT6	1300	20,8
	2000	31,9

2.5 Modelli di dispersori di terra di tipo concentrato con ionizzazione del terreno

In ATP-EMTP i dispersori concentrati in presenza di ionizzazione del terreno possono essere modellati implementando le (2.1), (2.2) e (2.3) in un MODELS del tipo Thevenin Type-94, che consente di rappresentare componenti non lineari all'interno di una rete lineare. L'elemento non lineare è costituito dalla resistenza di terra in presenza di ionizzazione del terreno, R_T , il cui valore è funzione della corrente i drenata nel terreno.

Il MODELS del tipo Thevenin Type-94 presenta il vantaggio di essere risolto simultaneamente al resto del circuito, interagendo con esso come un elemento circuitale. Come evidenziato in Figura 2.7, ad ogni passo di calcolo ATP-EMTP ricava l'equivalente di Thevenin della rete lineare vista dal Type-94 e provvede a calcolare la corrente i che fluisce attraverso il ramo non lineare:

$$\begin{aligned} v &= V_{th} - R_{th} \cdot i \\ i &= \frac{v}{R_T} \end{aligned} \quad (2.15)$$

ATP-EMTP provvede quindi a sovrapporre la corrente di ramo calcolata dal Type-94 alla soluzione della rete lineare calcolata in precedenza, andando poi ad aggiornare le tensioni di nodo. Qualora nello stesso circuito siano presenti altri componenti non lineari, quali ad esempio scaricatori di sovratensione, sarà necessario utilizzare un MODELS del tipo Iterated Type-94. In questo caso, ATP-EMTP utilizza la corrente calcolata dal Type-94 per trovare in modo iterativo una soluzione convergente tra i vari elementi non lineari del circuito, per cui i tempi di calcolo si allungano.

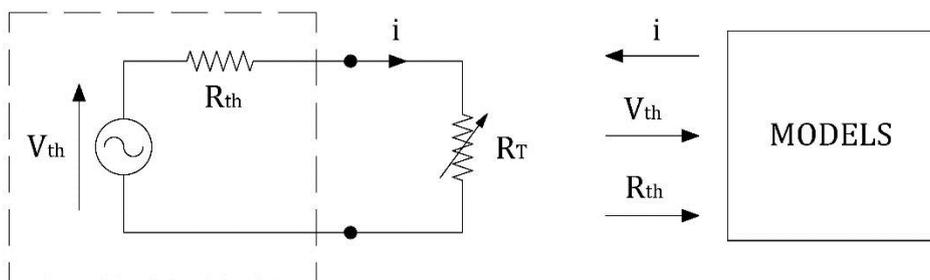


Figura 2.7: MODELS del tipo Thevenin Type-94 per la simulazione di un elettrodo di terra di tipo concentrato in presenza di ionizzazione del terreno.

Per simulare la ionizzazione del terreno, ad ogni passo di calcolo il Type-94 confronta il valore della corrente i con il valore della corrente critica di ionizzazione I_c . Se la corrente i è minore della corrente critica, la resistenza di terra R_T viene posta pari alla resistenza di dispersione a frequenza industriale, R_d . In caso contrario, la resistenza di terra viene calcolata secondo la (2.3), che tiene conto della ionizzazione del terreno. Il campo elettrico di ionizzazione E_c è pari a 4 kV/cm, come raccomandato in [4], mentre il valore della resistenza di dispersione R_d è riportato in Tabella 2.2 per le differenti tipologie di dispositivi di messa a terra unificati Terna.

La Figura 2.8 mostra gli andamenti della resistenza di terra R_T al variare della corrente drenata nel terreno per le tipologie di dispersori unificati MT1, MT2 e MT3, ottenuti con il MODELS tipo Thevenin Type-94 implementato in ATP-EMTP.

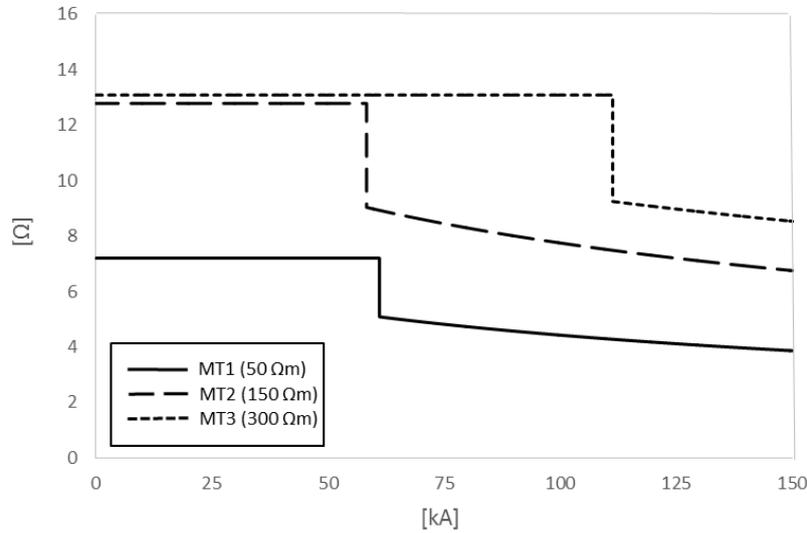


Figura 2.8: Curve resistenza di terra – corrente in presenza di ionizzazione del terreno, per dispersori unificati tipo MT1, MT2 e MT3.

2.6 Modelli di dispersori di terra di tipo esteso

Un contrappeso interrato può essere modellato come una linea di trasmissione a parametri distribuiti immersa nel terreno e a contatto con esso [9]. Il terreno può essere considerato come un mezzo omogeneo di estensione semi-infinita, che presenta una resistività ρ e una costante dielettrica relativa ϵ_r differenti da quelle dell'aria. Il comportamento della linea di trasmissione è descritto dalle classiche equazioni dei telegrafisti, che mettono in relazione le derivate spaziali di tensione e di corrente con le loro derivate temporali⁵:

$$\begin{cases} -\frac{\partial V(x, t)}{\partial x} = R' i(x, t) + L' \frac{\partial i(x, t)}{\partial t} \\ -\frac{\partial i(x, t)}{\partial x} = G' V(x, t) + C' \frac{\partial V(x, t)}{\partial t} \end{cases} \quad (2.16)$$

avendo indicato con R' , L' , G' , C' i parametri per unità di lunghezza del contrappeso interrato.

Si osserva che i parametri propri di un conduttore di lunghezza finita l , immerso in un mezzo omogeneo dissipativo di estensione infinita con resistività ρ , costante dielettrica relativa ϵ_r e permeabilità magnetica relativa μ_r , possono essere ricavati direttamente dalla (2.6) modificando il coefficiente moltiplicativo del termine geometrico A , ovvero [9]:

⁵ Le equazioni (2.16) sono valide solo se il modo di propagazione nel terreno è TEM o quasi TEM, ovvero se il campo elettromagnetico è trasversale. Questa ipotesi non è più verificata al crescere della frequenza, in quanto le correnti di spostamento longitudinale tra differenti sezioni del conduttore non sono più trascurabili. Tuttavia, per frequenze fino ad alcuni MHz le correnti di spostamento longitudinale tra le sezioni sono ancora trascurabili, per cui il contrappeso può essere rappresentato come una linea di trasmissione a parametri distribuiti.

$$\mathcal{R}_{ii} = \frac{\rho}{2\pi l} \cdot A \quad L_{ii} = \frac{\mu_r \mu_0 l}{2\pi} \cdot A \quad P_{ii} = \frac{1}{2\pi \varepsilon_r \varepsilon_0 l} \cdot A$$

$$A = \left[\ln \left(\frac{l}{a} + \sqrt{1 + \left(\frac{l}{a} \right)^2} \right) + \frac{a}{l} - \sqrt{1 + \left(\frac{a}{l} \right)^2} \right] \quad (2.17)$$

Nelle (2.17) si è indicato con:

\mathcal{R}_{ii} : la resistenza di dispersione propria del conduttore, in Ω ;

L_{ii} : l'induttanza esterna del conduttore, in H;

P_{ii} : il coefficiente di potenziale proprio del conduttore, in F⁻¹;

l : la lunghezza del conduttore;

a : il raggio del conduttore.

Allo stesso modo, i parametri mutui tra due conduttori di lunghezza finita l e m rispettivamente, immersi in un mezzo omogeneo dissipativo di estensione infinita con resistività ρ , costante dielettrica relativa ε_r e permeabilità magnetica relativa μ_r , possono essere ricavati direttamente dalla (2.7) modificando il coefficiente moltiplicativo del termine geometrico A , ovvero [10, 11]:

$$\mathcal{R}_{ij} = \frac{\rho}{2\pi m} \cdot A' \quad L_{ij} = \frac{\mu_r \mu_0 m}{2\pi} \cdot \cos\vartheta \cdot A' \quad P_{ij} = \frac{1}{2\pi \varepsilon_r \varepsilon_0 m} \cdot A'$$

$$A' = \left[\left(\frac{\mu}{l} + 1 \right) \cdot \tanh^{-1} \left(\frac{m}{r_1 + r_2} \right) + \left(\frac{\nu + n}{l} \right) \cdot \tanh^{-1} \left(\frac{l}{r_1 + r_4} \right) \right. \\ \left. - \frac{\mu}{l} \cdot \tanh^{-1} \left(\frac{m}{r_3 + r_4} \right) - \frac{\nu}{l} \cdot \tanh^{-1} \left(\frac{l}{r_2 + r_3} \right) - \frac{\Omega d}{2l \sin\vartheta} \right] \quad (2.18)$$

Nelle (2.18) si è indicato con:

\mathcal{R}_{ij} : la resistenza di dispersione mutua tra i due conduttori, in Ω ;

L_{ij} : l'induttanza mutua⁶ tra i due conduttori, in H;

P_{ij} : il coefficiente di potenziale mutuo tra i due conduttori, in F⁻¹;

l, m : le lunghezze dei due conduttori;

r_1, r_2, r_3, r_4 : le distanze tra gli estremi dei due conduttori, come illustrato in Figura 2.6.

Le espressioni dei coefficienti Ω, d, μ, ν sono riportate in [10].

⁶ Nell'espressione dell'induttanza mutua compare il termine "cos ϑ " in quanto l'accoppiamento magnetico nasce dal potenziale magnetico vettore, a differenza dell'accoppiamento elettrico che nasce invece dal coefficiente di potenziale elettrico scalare. In altre parole, i fenomeni magnetici sono originati da correnti che presentano verso e direzione, mentre i fenomeni elettrici sono originati da cariche spaziali che presentano un segno ma non una direzione; di conseguenza, l'induttanza mutua può assumere sia valore positivo che negativo.

Le (2.17) e (2.18) ipotizzano che il conduttore sia interrato in un mezzo omogeneo dissipativo di estensione infinita; al contrario, i contrappesi sono costituiti da conduttori interrati ad una profondità d nel terreno, i cui parametri possono essere ricavati attraverso il principio delle immagini elettriche, che rimuove la disomogeneità dovuta al piano di separazione tra l'aria e il terreno. Il principio delle immagini elettriche non si applica all'induttanza esterna del conduttore interrato, in quanto si assume che aria e terreno siano materiali amagnetici aventi la stessa permeabilità magnetica, μ_0 . Infatti, come dimostrato in [9], l'induttanza esterna di un conduttore alla tipica profondità di interramento dei contrappesi è sostanzialmente la stessa di un conduttore immerso in un mezzo omogeneo di estensione infinita in ogni direzione. Per un contrappeso costituito da un singolo conduttore interrato si ricavano i seguenti parametri:

$$R = \frac{\rho_c l}{\pi a^2} \quad L = L_{ii} \quad G = [\mathcal{R}_{ii} + \mathcal{R}_{ii'}]^{-1} \quad C = [P_{ii} + P_{ii'}]^{-1} \quad (2.19)$$

Nelle (2.19) si è indicato con:

\mathcal{R}_{ii} : la resistenza di dispersione propria del conduttore, in Ω ;

$\mathcal{R}_{ii'}$: la resistenza di dispersione mutua tra il conduttore e la sua immagine, in Ω ;

L_{ii} : l'induttanza esterna del conduttore, in H;

P_{ii} : il coefficiente di potenziale proprio del conduttore, in F⁻¹;

$P_{ii'}$: il coefficiente di potenziale mutuo tra il conduttore e la sua immagine, in F⁻¹;

ρ_c : la resistività del conduttore;

a : il raggio del conduttore.

L'approccio classico per ricavare i parametri per unità di lunghezza di un contrappeso interrato consiste nel dividere i parametri ricavati in condizioni quasi stazionarie con l'ausilio delle (2.19), per la lunghezza del conduttore stesso, ovvero:

$$R' = \frac{R}{l} \quad L' = \frac{L}{l} \quad G' = \frac{G}{l} \quad C' = \frac{C}{l} \quad (2.20)$$

Le (2.20) introducono un'approssimazione legata al fatto che i parametri propri per unità di lunghezza del conduttore dipendono dalla sua lunghezza e variano con essa. L'approssimazione aumenta al crescere della frequenza soprattutto per i conduttori che presentano un comportamento prevalentemente induttivo, ad esempio conduttori molto lunghi e/o immersi in un mezzo a bassa resistività [14].

Come illustrato al paragrafo 2.3, i contrappesi di tipo radiale sono costituiti da N conduttori di uguale lunghezza l che si estendono a raggiera dalla base del palo, formando tra loro angoli uguali pari a $\theta = 2\pi/N$. Nell'ipotesi che ciascun conduttore sia percorso dalla stessa corrente, i parametri di un contrappeso di tipo radiale possono essere ricavati come [9]:

$$\begin{aligned}
R_N &= \frac{1}{N} \cdot \frac{\rho_c l}{\pi a^2} \\
L_N &= \frac{1}{N} \cdot \left(L_{ii} + \sum_{\substack{j=1 \\ j \neq i}}^{N-1} L_{ij} \right) \\
G_N &= N \cdot \left[\mathcal{R}_{ii} + \mathcal{R}_{ii'} + \sum_{\substack{j=1 \\ j \neq i}}^{N-1} (\mathcal{R}_{ij} + \mathcal{R}_{ij'}) \right]^{-1} \\
C_N &= N \cdot \left[P_{ii} + P_{ii'} + \sum_{\substack{j=1 \\ j \neq i}}^{N-1} (P_{ij} + P_{ij'}) \right]^{-1}
\end{aligned} \tag{2.21}$$

Nelle (2.21) si è indicato con:

N : il numero di raggi del contrappeso di tipo radiale;

\mathcal{R}_{ij} : la resistenza di dispersione mutua tra il conduttore i -esimo e il conduttore j -esimo, in Ω ;

$\mathcal{R}_{ij'}$: la resistenza di dispersione mutua tra il conduttore i -esimo e l'immagine del conduttore j -esimo, in Ω ;

L_{ij} : l'induttanza mutua tra il conduttore i -esimo e il conduttore j -esimo, in H;

P_{ij} : il coefficiente di potenziale mutuo tra il conduttore i -esimo e il conduttore j -esimo, in F^{-1} ;

$P_{ij'}$: il coefficiente di potenziale mutuo tra il conduttore i -esimo e l'immagine del conduttore j -esimo, in F^{-1} ;

ρ_c : la resistività dei conduttori;

a : il raggio dei conduttori.

I parametri per unità di lunghezza di un contrappeso di tipo radiale si ricavano dividendo i parametri ottenuti in condizioni quasi stazionarie con l'ausilio delle (2.21), per la lunghezza di un ramo qualsiasi del contrappeso, ovvero:

$$R' = \frac{R_N}{l} \quad L' = \frac{L_N}{l} \quad G' = \frac{G_N}{l} \quad C' = \frac{C_N}{l} \tag{2.22}$$

Nelle (2.19) e (2.21) si può assumere una permeabilità magnetica del terreno per correnti impulsive pari a quella del vuoto, e una costante dielettrica per terreni normali con alto tenore di acqua pari a $\epsilon_r = 9$ [1]. Si osserva che la resistività e la costante dielettrica del terreno sono fortemente dipendenti dalla frequenza, tuttavia in assenza di una formulazione generale di tale dipendenza, l'effetto viene normalmente trascurato, considerando direttamente i valori misurati a frequenza industriale. Si trascura anche la disomogeneità e la variabilità stagionale dei parametri del terreno, che possono influire in modo significativo sui parametri per unità di lunghezza del conduttore interrato.

Per ricavare il modello ATP-EMTP di un dispersore di tipo esteso, la linea di trasmissione descritta dalle (2.16) viene rappresentata nel dominio della frequenza con un modello a due porte di tipo ABCD. La rappresentazione ABCD lega tensioni e correnti alla partenza della linea con quelle all'arrivo⁷:

$$\begin{bmatrix} \hat{V}(0) \\ \hat{I}(0) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} A & B \\ C & D \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \hat{V}(l) \\ \hat{I}(l) \end{bmatrix} \quad (2.23)$$

La matrice ABCD è una matrice di dimensione 2×2 a coefficienti complessi; i parametri ABCD valgono rispettivamente:

$$\begin{aligned} A &= D = \cosh(kl) \\ B &= Z_c \cdot \sinh(kl) \\ C &= \frac{1}{Z_c} \cdot \sinh(kl) \end{aligned} \quad (2.24)$$

Nelle (2.24) si è indicato con:

$k = \sqrt{Z' \cdot Y'}$: la costante di propagazione della linea;

$Z_c = \sqrt{Z'/Y'}$: l'impedenza caratteristica della linea;

$Z' = R' + j\omega L'$: l'impedenza per unità di lunghezza della linea;

$Y' = G' + j\omega C'$: l'ammettenza per unità di lunghezza della linea.

I parametri per unità di lunghezza R' , L' , G' , C' di un contrappeso interrato possono essere ricavati con le (2.20) o (2.22).

L'ammettenza vista dalla partenza nell'ipotesi di linea aperta all'arrivo, ovvero $\hat{I}(l) = 0$, è pari a:

$$Y(j\omega) = \frac{\hat{V}(0)}{\hat{I}(0)} = \frac{C}{A} \quad (2.25)$$

La $Y(j\omega)$ dipende dalla variabile complessa $j\omega$ in una forma trigonometrica iperbolica esprimibile mediante serie di Taylor in forma polinomiale, pertanto può essere approssimata con una funzione razionale nella forma poli-residui, di variabile complessa $s = j\omega$:

$$\hat{I}(0) = Y(j\omega) \cdot \hat{V}(0) \cong f(s) \cdot \hat{V}(0) = \left(\sum_{n=1}^N \frac{c_n}{s - p_n} + d + sh \right) \cdot \hat{V}(0) \quad (2.26)$$

La (2.26) è espressa nel dominio della frequenza, mentre in ATP-EMTP le equazioni differenziali che descrivono il sistema vengono risolte nel dominio del tempo attraverso la regola dell'integrazione trapezoidale. Per passare dal dominio della frequenza al dominio del tempo occorre, quindi, identificare i poli e i residui della $f(s)$.

⁷ La matrice ABCD è nota anche come matrice di trasmissione inversa, per distinguerla dalla matrice di trasmissione diretta o matrice dei parametri catena, che lega tensioni e correnti all'arrivo della linea con quelle alla partenza:

$$\begin{bmatrix} \hat{V}(l) \\ \hat{I}(l) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \Phi_{11}(l) & \Phi_{12}(l) \\ \Phi_{21}(l) & \Phi_{22}(l) \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \hat{V}(0) \\ \hat{I}(0) \end{bmatrix}$$

Il vector fitting [15 – 17] è un metodo numerico robusto per l'approssimazione di forme razionali nel dominio della frequenza basato sulla ricollocazione dei poli, ovvero si assegnano i poli di partenza e si migliora l'approssimazione in maniera iterativa risolvendo un problema lineare, fino a convergenza. Con il vector fitting possono essere rappresentate in forma razionale sia risposte in frequenza calcolate che misurate; nel nostro caso, la funzione $Y(j\omega)$ viene calcolata per un numero significativo di campioni in frequenza $\{Y(j\omega_k)\}$ con $\omega_k = 1 \dots N$, ai quali viene poi applicato l'algoritmo di vector fitting di seguito brevemente descritto.

L'algoritmo di vector fitting prevede due fasi distinte. Nella prima fase viene introdotta una funzione incognita $\sigma(s)$ che tende a 1 per $s \rightarrow \infty$ in modo che non ci sia ambiguità nella sua soluzione, anch'essa espressa nella forma poli-residui come la funzione $f(s)$, e si risolve il seguente problema lineare:

$$f(s) \cdot \sigma(s) = f(s) \cdot \left(\sum_{n=1}^N \frac{\bar{c}_n}{s - p_n} + 1 \right) = \sum_{n=1}^N \frac{c_n}{s - p_n} + d + sh \quad (2.27)$$

Scegliendo lo stesso set di poli iniziali per entrambe le funzioni $f(s)$ e $\sigma(s)$, la (2.27) può essere riformulata nel modo seguente:

$$\sum_{n=1}^N \frac{c_n}{s - \bar{p}_n} + d + sh - \sum_{n=1}^N \frac{\bar{c}_n}{s - \bar{p}_n} \cdot f(s) = f(s) \quad (2.28)$$

Calcolando la (2.28) nei punti di frequenza $\{s_k\}$ nei quali la funzione $f(s)$ è nota si ottiene un sistema lineare $Ax = B$ di tipo sovradeterminato, nelle incognite c_n, \bar{c}_n, d, h , che può essere risolto nel senso dei minimi quadrati invertendo il prodotto di matrici $[A]^T[A]$.

Noti i residui delle funzioni $f(s)$ e $\sigma(s)$, è possibile esprimere le due funzioni direttamente nella forma poli-zeri, ovvero:

$$\sigma(s) = \frac{\prod_{n=1}^{N+1} (s - \bar{z}_n)}{\prod_{n=1}^{N+1} (s - \bar{p}_n)} \quad (2.29)$$

$$f(s) = h \cdot \frac{\prod_{n=1}^{N+1} (s - z_n)}{\prod_{n=1}^{N+1} (s - \bar{z}_n)}$$

Si osserva che gli zeri di $\sigma(s)$ coincidono con i poli di $f(s)$, per cui se si è in grado di calcolare gli zeri di $\sigma(s)$ si dispone anche di un buon set di poli per approssimare $f(s)$. Gli zeri di $\sigma(s)$ possono essere ricavati come gli autovalori della matrice $[H] = [A] - [b][c]^T$, con $[c]^T$ il vettore dei residui della funzione $\sigma(s)$, ovvero:

$$\bar{z}_n = eig([A] - [b][c]^T) \quad (2.30)$$

La (2.28) e la (2.30) vengono reiterate sino a giungere a convergenza quando $\{\bar{c}_n\} = 0$. Tutti i poli così ottenuti sono stabili, ovvero a parte reale negativa.

Nella seconda fase dell'algoritmo di vector fitting, vengono calcolati i residui c_n della funzione $f(s)$. Utilizzando i poli noti della funzione razionale nella forma poli-residui in (2.26), si risolve il sistema sovradeterminato $Ax = B$, questa volta nelle incognite c_n, d, h .

Per la corretta applicazione dell'algoritmo di vector fitting, è fondamentale la scelta dei poli di partenza; infatti, se i poli di partenza sono molto lontani da quelli corretti, il fitting può risultare poco accurato. Per funzioni "massimamente piatte" i poli iniziali possono essere reali, mentre per funzioni con picchi di risonanza i poli iniziali devono essere complessi coniugati, con la parte immaginaria spaziata linearmente su tutto l'intervallo di frequenze di interesse.

La rappresentazione della $f(s)$ nella forma poli-residui consente di sintetizzare una rete elettrica equivalente che può essere importata in ATP-EMTP sotto forma di /BRANCH cards, come illustrato in Figura 2.9, avendo l'accortezza di adottare la massima precisione consentita per i dati in ingresso attraverso la card \$VINTAGE,1 [18, 19].

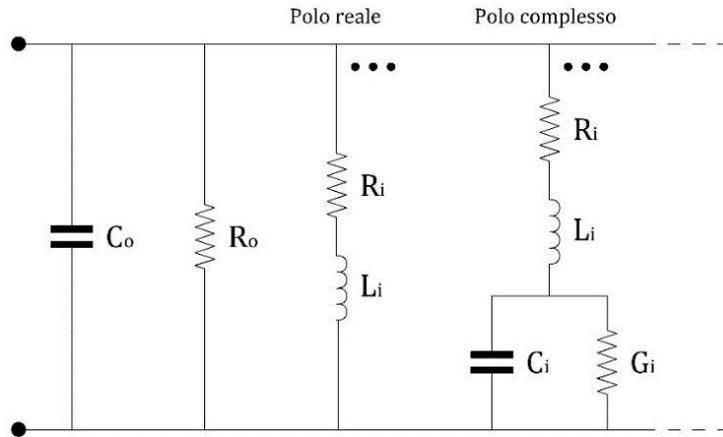


Figura 2.9: Rete elettrica equivalente di un dispersore di tipo esteso. [18]

Con riferimento alla funzione razionale nella forma poli-residui in (2.26) e alla Figura 2.9, la rete elettrica equivalente presenta sempre un ramo capacitivo e un ramo resistivo calcolati come:

$$C_o = h \quad R_o = 1/d \quad (2.31)$$

Inoltre, per ogni polo reale viene aggiunto in parallelo un ramo RL i cui parametri valgono rispettivamente:

$$R_i = -a_i/c_i \quad L_i = 1/c_i \quad (2.32)$$

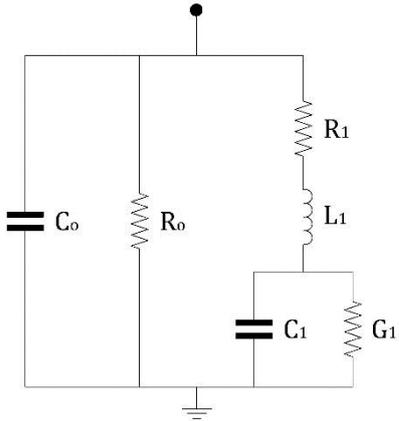
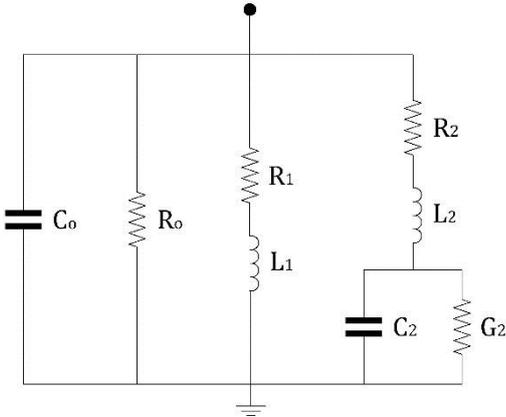
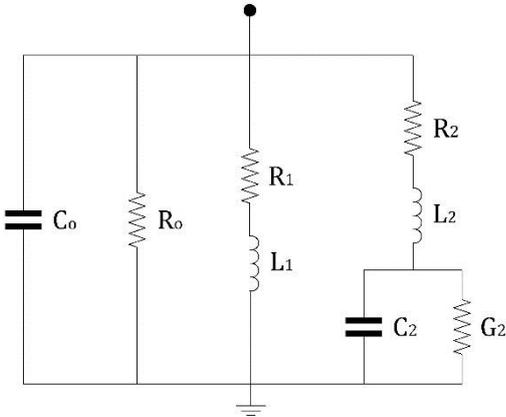
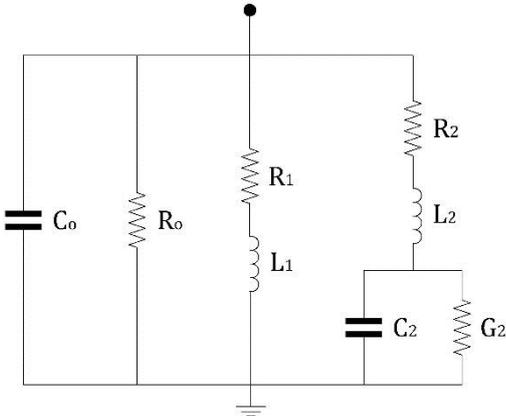
Allo stesso modo, per ogni polo complesso coniugato del tipo:

$$\frac{c'_i + jc''_i}{s - (a'_i + ja''_i)} + \frac{c'_i - jc''_i}{s - (a'_i - ja''_i)} \quad (2.33)$$

viene aggiunto in parallelo un ramo RLC i cui parametri valgono rispettivamente:

$$\begin{aligned} L_i &= 1/(2c'_i) \\ R_i &= L_i \cdot [-2a'_i + 2L_i \cdot (c'_i a'_i + c''_i a''_i)] \\ 1/C_i &= L_i \cdot [a_i'^2 + a_i''^2 + 2R_i \cdot (c'_i a'_i + c''_i a''_i)] \\ G_i &= -2C_i L_i \cdot (c'_i a'_i + c''_i a''_i) \end{aligned} \quad (2.34)$$

Tabella 2.3: Circuiti equivalenti dei dispositivi di messa a terra unificati Terna di tipo esteso

MT3		$R_o = 3,59336912 \cdot 10^1 \Omega$ $C_o = 2,0 \cdot 10^{-10} \mu F$ $R_1 = 2,04071640 \cdot 10^3 \Omega$ $L_1 = 9,72874498 \cdot 10^{-3} \text{ mH}$ $G_1 = 1/(2,06317807 \cdot 10^3) \Omega^{-1}$ $C_1 = 1,90396520 \cdot 10^{-6} \mu F$
MT4		$R_o = 3,81326151 \cdot 10^1 \Omega$ $C_o = 2,0 \cdot 10^{-10} \mu F$ $R_1 = -4,61951039 \cdot 10^1 \Omega$ $L_1 = -2,15952382 \cdot 10^{-3} \text{ mH}$ $R_2 = -1,31940807 \cdot 10^1 \Omega$ $L_2 = 2,64046247 \cdot 10^{-3} \text{ mH}$ $G_2 = 1/(3,39469783 \cdot 10^1) \Omega^{-1}$ $C_2 = 1,10442363 \cdot 10^{-3} \mu F$
MT5		$R_o = 3,82207285 \cdot 10^1 \Omega$ $C_o = 2,0 \cdot 10^{-10} \mu F$ $R_1 = -3,93065712 \cdot 10^1 \Omega$ $L_1 = -2,61164823 \cdot 10^{-3} \text{ mH}$ $R_2 = -1,03145494 \cdot 10^1 \Omega$ $L_2 = 4,71485297 \cdot 10^{-3} \text{ mH}$ $G_2 = 1/(3,68278874 \cdot 10^1) \Omega^{-1}$ $C_2 = 2,18839651 \cdot 10^{-3} \mu F$
MT6		$R_o = 8,65470004 \Omega$ $C_o = 2,0 \cdot 10^{-10} \mu F$ $R_1 = -9,17804975 \Omega$ $L_1 = -7,36820989 \cdot 10^{-5} \text{ mH}$ $R_2 = 3,24011023 \cdot 10^{-1} \Omega$ $L_2 = 1,28417270 \cdot 10^{-3} \text{ mH}$ $G_2 = 1/(4,29138618 \cdot 10^1) \Omega^{-1}$ $C_2 = 3,85776279 \cdot 10^{-3} \mu F$

La Tabella 2.3 riporta i circuiti equivalenti dei dispositivi di messa a terra unificati Terna di tipo esteso, e i relativi parametri calcolati con le (2.31), (2.32), (2.34). I circuiti equivalenti sono stati ricavati per una costante dielettrica pari a $\epsilon_r = 9$, e per il valore massimo della ρ di impiego indicata in Tabella 2.1. Il numero dei poli è stato selezionato in modo da raggiungere un buon compromesso tra precisione del fitting e complessità del circuito equivalente. L'eventuale segno negativo dei parametri delle rete equivalente in Tabella 2.3 è dovuto alla presenza di residui a parte reale negativa; è stata comunque effettuata una verifica di passività dei modelli poli-residui, andando a calcolare gli autovalori di $\Re\{Y\}$ in funzione della frequenza e verificando che questi siano tutti positivi [20].

Nel dominio della frequenza è possibile definire un'impedenza complessa $Z(j\omega)$ vista dalla corrente iniettata nel dispersore di terra, che corrisponde al rapporto tra il potenziale nel punto di iniezione della corrente e la corrente stessa [6], ovvero:

$$Z(j\omega) = \frac{\hat{V}(j\omega)}{\hat{I}(j\omega)} \quad (2.35)$$

In bassa frequenza gli effetti induttivi e capacitivi possono essere trascurati e l'impedenza $Z(j\omega)$ si riduce alla sola resistenza di dispersione R_d .

La Figura 2.10 riporta l'andamento dell'impedenza complessa $Z(j\omega)$ in modulo e fase per il dispositivo di messa a terra unificato MT3, per una resistività del terreno pari a $\rho = 300 \Omega m$ e una costante dielettrica del terreno pari a $\epsilon_r = 9$.

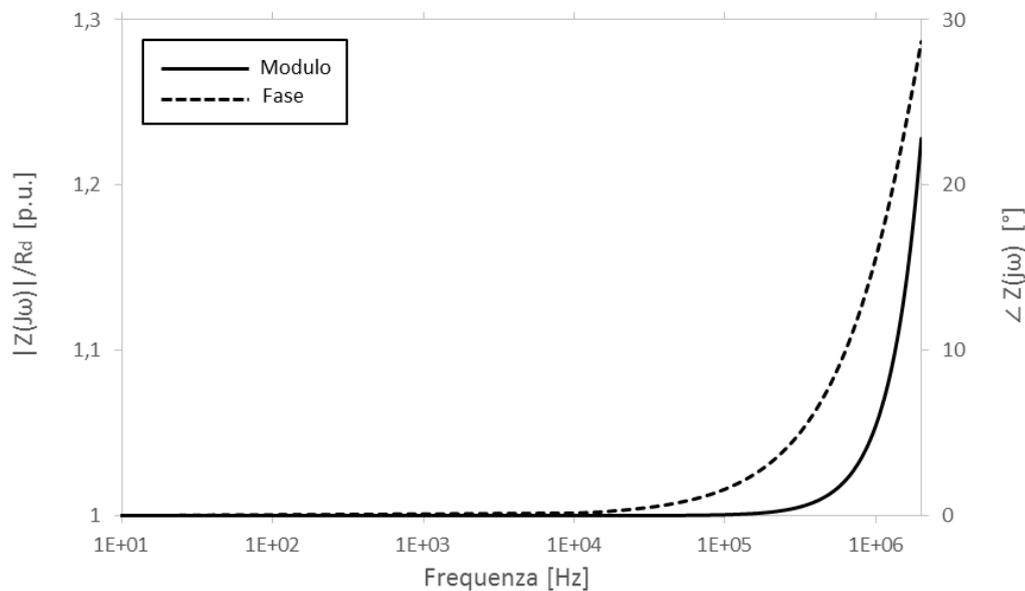


Figura 2.10: Andamento dell'impedenza complessa in modulo e fase, per il dispositivo di messa a terra unificato MT3 ($\rho = 300 \Omega m$, $\epsilon_r = 9$).

La Figura 2.11 riporta l'andamento dell'impedenza complessa $Z(j\omega)$ in modulo e fase per il dispositivo di messa a terra unificato MT4, per una resistività del terreno pari a $\rho = 600 \Omega m$ e una costante dielettrica del terreno pari a $\epsilon_r = 9$.

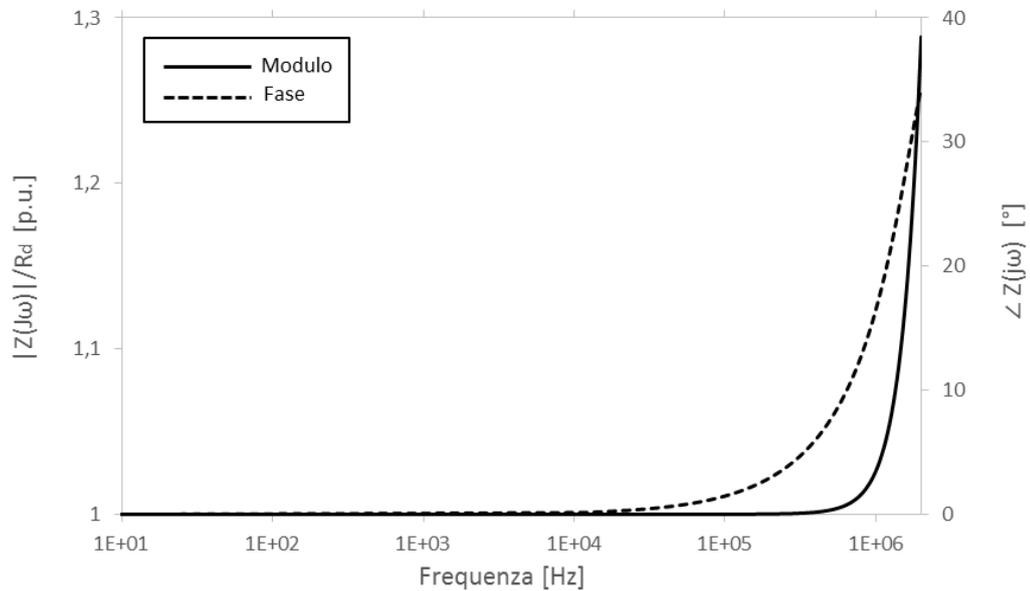


Figura 2.11: Andamento dell'impedenza complessa in modulo e fase, per il dispositivo di messa a terra unificato MT4 ($\rho = 600 \Omega m$, $\epsilon_r = 9$).

La Figura 2.12 riporta l'andamento dell'impedenza complessa $Z(j\omega)$ in modulo e fase per il dispositivo di messa a terra unificato MT5, per una resistività del terreno pari a $\rho = 1300 \Omega m$ e una costante dielettrica del terreno pari a $\epsilon_r = 9$.

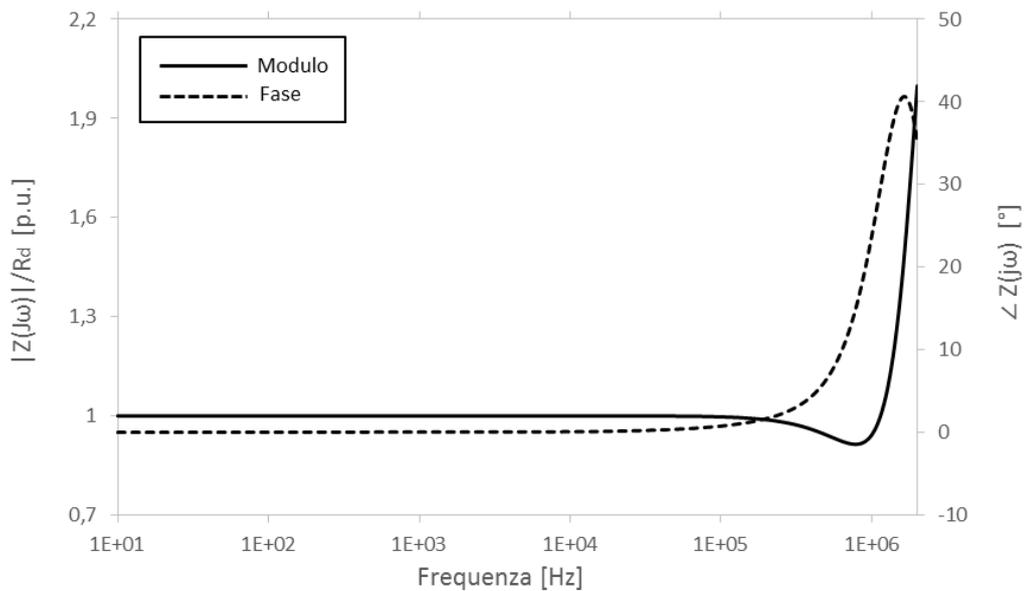


Figura 2.12: Andamento dell'impedenza complessa in modulo e fase, per il dispositivo di messa a terra unificato MT5 ($\rho = 1300 \Omega m$, $\epsilon_r = 9$).

La Figura 2.13 riporta l'andamento dell'impedenza complessa $Z(j\omega)$ in modulo e fase per il dispositivo di messa a terra unificato MT6, per una resistività del terreno pari a $\rho = 2000 \Omega m$ e una costante dielettrica del terreno pari a $\epsilon_r = 9$.

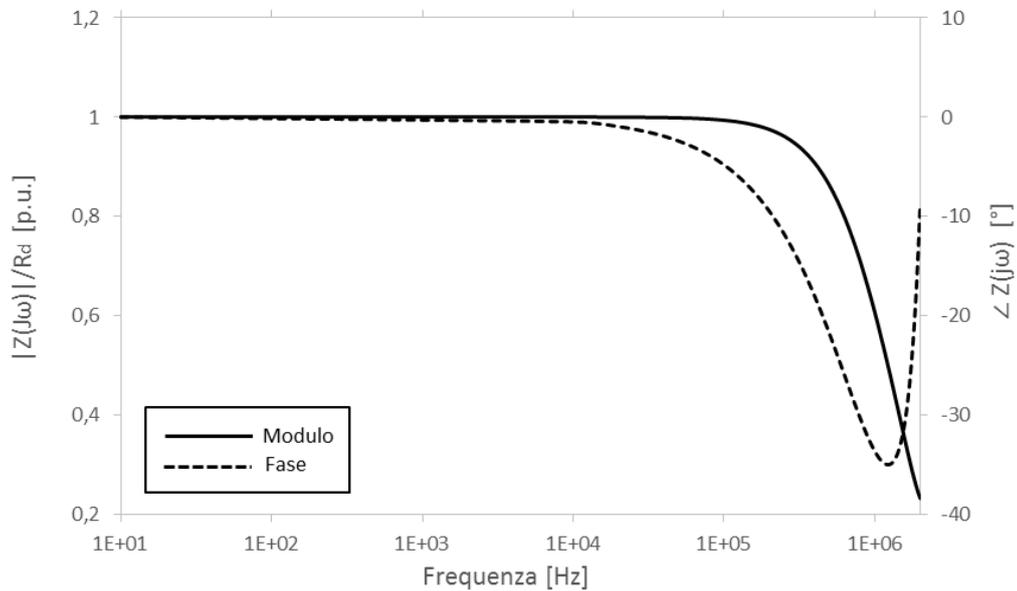


Figura 2.13: Andamento dell'impedenza complessa in modulo e fase, per il dispositivo di messa a terra unificato MT6 ($\rho = 2000 \Omega m$, $\epsilon_r = 9$).

Si osserva che i dispositivi di messa a terra unificati Terna presentano un'impedenza complessa $Z(j\omega)$ indipendente dalla frequenza e coincidente con la resistenza di dispersione R_d fino a circa 100 kHz. Per frequenze maggiori, i dispositivi di messa a terra unificati MT3 e MT4 presentano un comportamento induttivo, mentre i dispositivi di messa a terra unificati MT5 e MT6 presentano un comportamento capacitivo. Nei dispositivi che presentano un comportamento induttivo, al crescere della frequenza il modulo dell'impedenza complessa $Z(j\omega)$ risulta maggiore della resistenza di dispersione R_d . Al contrario, nei dispositivi che presentano un comportamento capacitivo, al crescere della frequenza il modulo dell'impedenza complessa $Z(j\omega)$ risulta minore della resistenza di dispersione R_d e continua a diminuire fino ad un valore minimo in corrispondenza del quale gli effetti induttivi compensano quelli capacitivi. Oltre questa frequenza, gli effetti induttivi prevalgono e il modulo dell'impedenza complessa torna a crescere. Di conseguenza, in un dispersore di terra il comportamento capacitivo è preferibile a quello induttivo.

Le Figure 2.14 e 2.15 consentono di valutare il comportamento dell'impedenza complessa $Z(j\omega)$ del dispositivo di messa a terra unificato MT5 al variare delle caratteristiche del terreno. Si osserva una significativa variabilità del modulo dell'impedenza complessa al variare della resistività e della costante dielettrica del terreno. In particolare, al crescere della resistività e/o della costante dielettrica del terreno, l'intervallo di frequenze in cui il modulo dell'impedenza complessa è costante si riduce e il comportamento capacitivo del dispersore risulta più pronunciato.

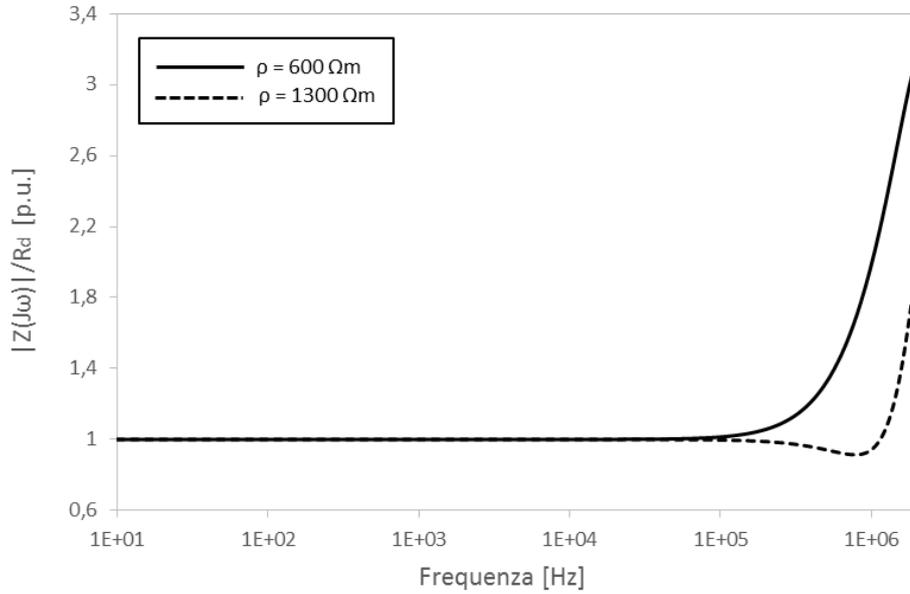


Figura 2.14: Modulo dell'impedenza del dispositivo di messa a terra unificato MT5, per differenti resistività del terreno ($\epsilon_r = 9$).

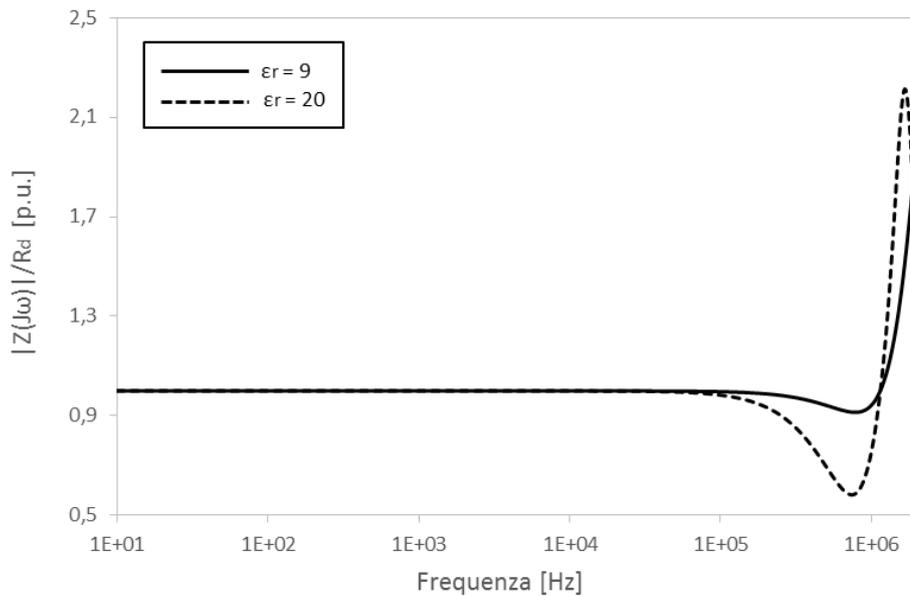


Figura 2.15: Modulo dell'impedenza del dispositivo di messa a terra unificato MT5, per differenti valori della costante dielettrica del terreno ($\rho = 2000 \Omega m$).

L'impedenza complessa $Z(j\omega)$ consente di caratterizzare il comportamento dei dispositivi di messa a terra nel dominio della frequenza; allo stesso modo, è possibile caratterizzare il comportamento dei dispositivi di messa a terra nel dominio del tempo attraverso l'impedenza transitoria $z(t)$ vista dalla corrente di fulmine iniettata nel dispersore, come definita nella (2.4). La risposta transitoria dei dispersori di terra dipende dalla forma d'onda e dalla durata del fronte della corrente iniettata, come illustrato nelle figure seguenti.

La Figura 2.16 riporta la risposta transitoria del dispositivo di messa a terra unificato MT3 per correnti di fulmine a fronte ripido, per una resistività del terreno pari a $\rho = 300 \Omega m$ e una costante dielettrica del terreno pari a $\epsilon_r = 9$.

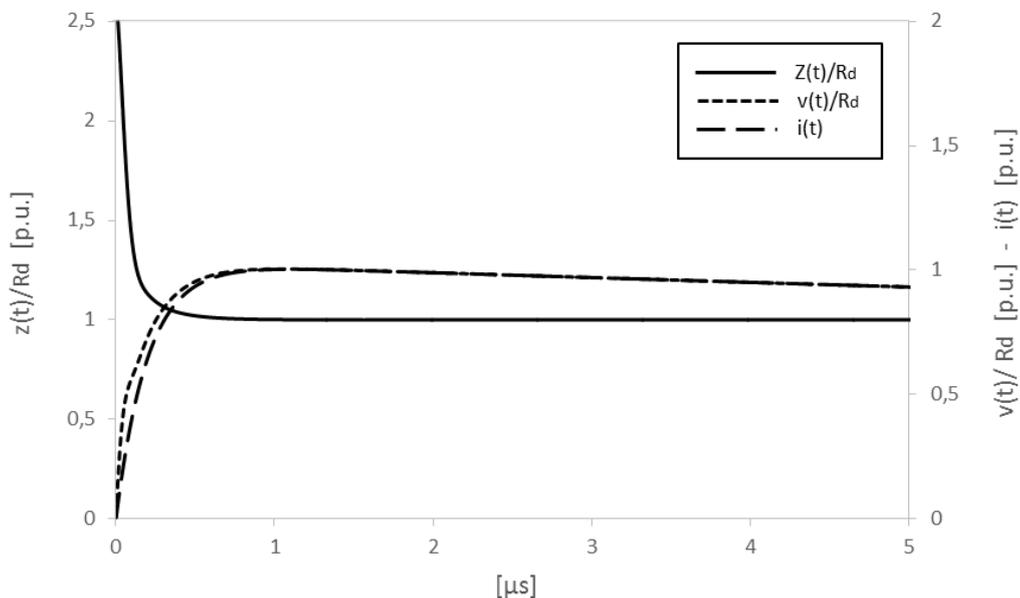


Figura 2.16: Risposta transitoria del dispositivo di messa a terra unificato MT3, per correnti di fulmine a fronte ripido ($\rho = 300 \Omega m$, $\epsilon_r = 9$).

La Figura 2.17 riporta la risposta transitoria del dispositivo di messa a terra unificato MT3 per correnti di fulmine a fronte lento, per una resistività del terreno pari a $\rho = 300 \Omega m$ e una costante dielettrica del terreno pari a $\epsilon_r = 9$.

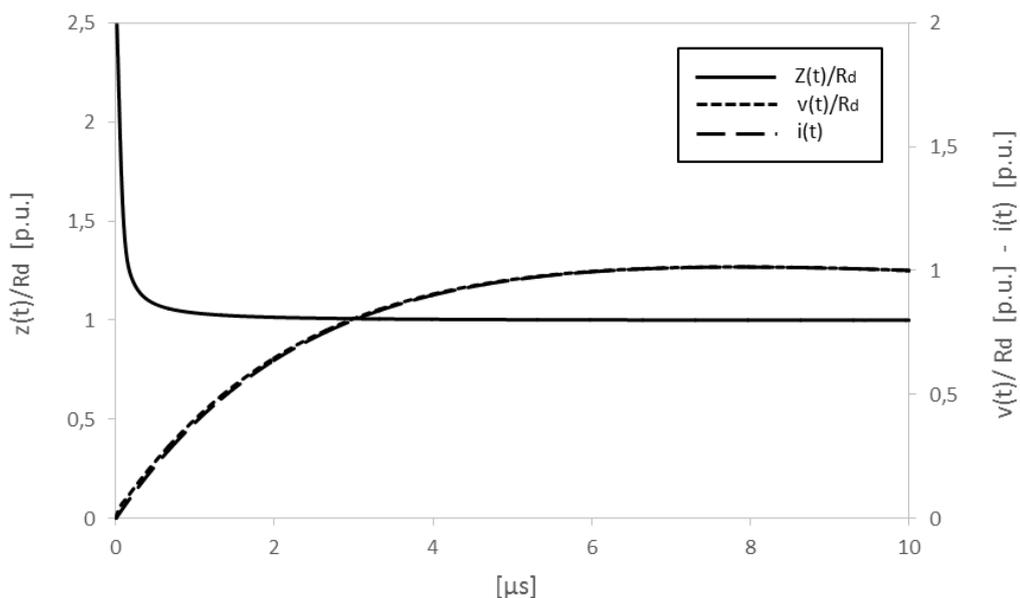


Figura 2.17: Risposta transitoria del dispositivo di messa a terra unificato MT3, per correnti di fulmine a fronte lento ($\rho = 300 \Omega m$, $\epsilon_r = 9$).

La Figura 2.18 riporta la risposta transitoria del dispositivo di messa a terra unificato MT5 per correnti di fulmine a fronte ripido, per una resistività del terreno pari a $\rho = 1300 \Omega m$ e una costante dielettrica del terreno pari a $\epsilon_r = 9$.

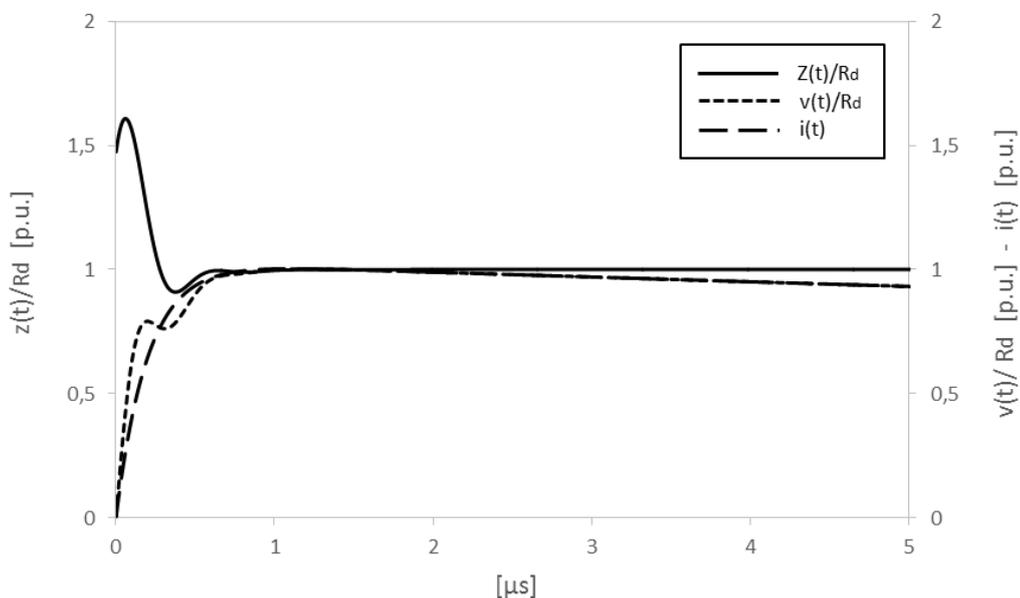


Figura 2.18: Risposta transitoria del dispositivo di messa a terra unificato MT5, per correnti di fulmine a fronte ripido ($\rho = 1300 \Omega m$, $\epsilon_r = 9$).

La Figura 2.19 riporta la risposta transitoria del dispositivo di messa a terra unificato MT5 per correnti di fulmine a fronte lento, per una resistività del terreno pari a $\rho = 1300 \Omega m$ e una costante dielettrica del terreno pari a $\epsilon_r = 9$.

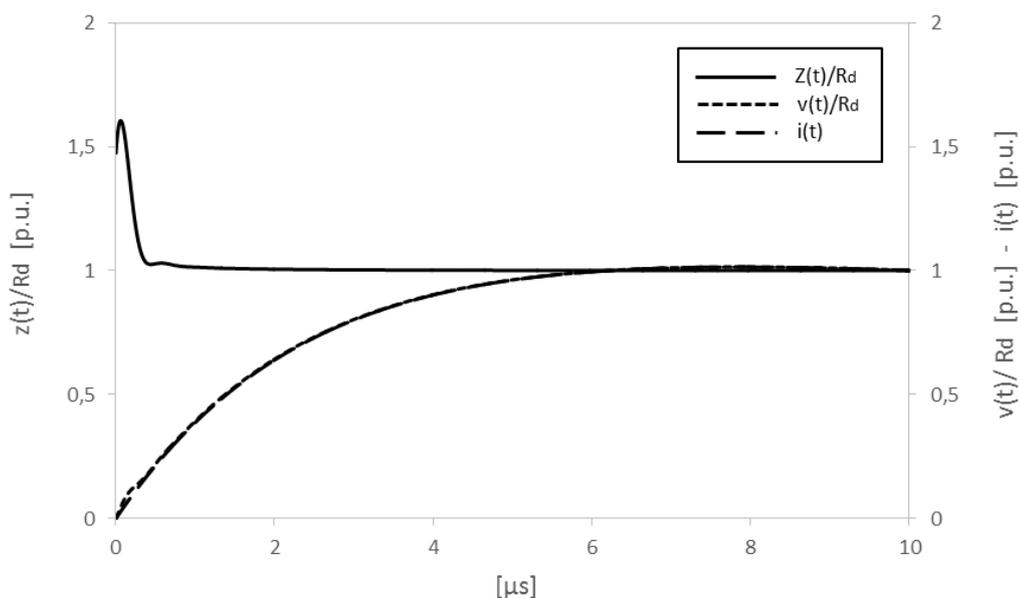


Figura 2.19: Risposta transitoria del dispositivo di messa a terra unificato MT5, per correnti di fulmine a fronte lento ($\rho = 1300 \Omega m$, $\epsilon_r = 9$).

Il dispositivo di messa a terra unificato MT3 presenta un comportamento prevalentemente induttivo, con un'impedenza transitoria di valore iniziale elevato che si porta rapidamente al valore della resistenza di dispersione a frequenza industriale. Al contrario, il dispositivo di messa a terra unificato MT5 presenta un comportamento debolmente capacitivo, con un'impedenza transitoria di valore iniziale più basso che tuttavia decresce più lentamente; il comportamento capacitivo si manifesta attraverso un'oscillazione sovrapposta al fronte dell'onda di tensione.

Dal momento che le correnti di fulmine a fronte lento non presentano componenti significative al disopra di 100 kHz, la risposta transitoria non è influenzata in modo significativo dalla componente induttiva dell'impedenza, per cui il comportamento impulsivo del dispersore è analogo a quello di un dispersore a resistenza costante di valore pari a R_d . Per correnti di fulmine a fronte ripido, invece, il valore di cresta della tensione potrebbe essere raggiunto prima che l'impedenza transitoria si sia portata al valore della resistenza di dispersione a frequenza industriale. Tuttavia, sia per la tipologia MT3 che per la tipologia MT5, in corrispondenza del valore di cresta della tensione il transitorio dell'impedenza si è già esaurito, pertanto anche con impulsi a fronte ripido il comportamento del dispersore è sostanzialmente analogo a quello di un dispersore a resistenza costante pari a R_d . Questo comportamento giustifica la prassi comune di rappresentare i dispersori di terra dei sostegni direttamente con la loro resistenza di dispersione a frequenza industriale, in luogo dei circuiti equivalenti in Tabella 2.3.

La Figura 2.20 riporta, infine, la risposta transitoria di un dispositivo di messa a terra unificato MT6 in un terreno ad elevata resistività ed elevata costante dielettrica. Lo spiccato comportamento capacitivo del dispersore determina un'oscillazione di ampiezza elevata sovrapposta al fronte dell'onda di tensione, per cui l'impedenza transitoria presenta nei primi istanti un valore addirittura inferiore alla resistenza di dispersione a frequenza industriale; in questo caso, la scelta di rappresentare il dispersore di terra del sostegno direttamente con la sua resistenza di dispersione a frequenza industriale, risulta conservativa per correnti di fulmine a fronte ripido.

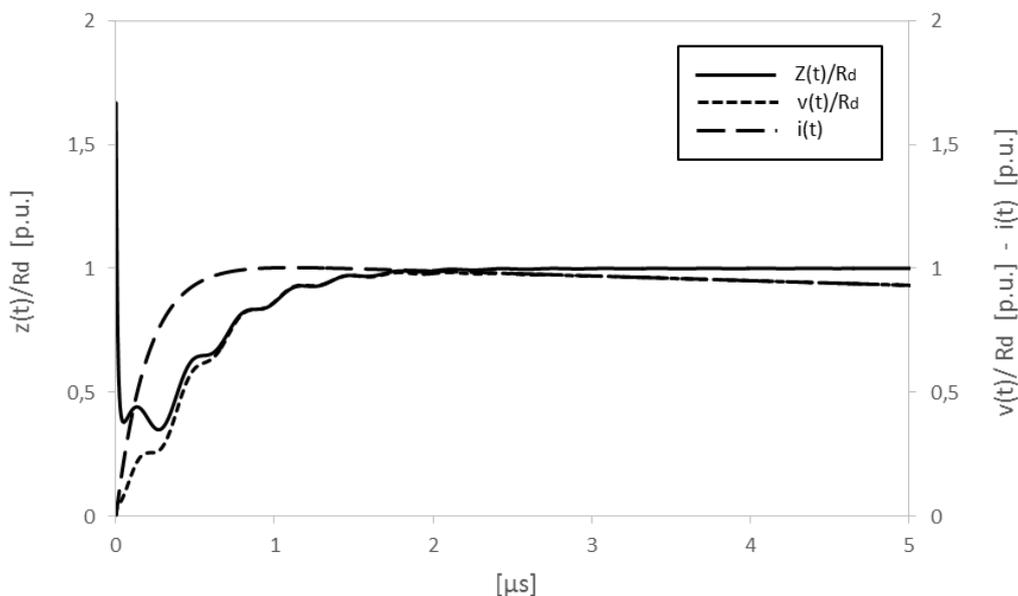


Figura 2.20: Risposta transitoria del dispositivo di messa a terra unificato MT6 in terreni ad elevata resistività ed elevata costante dielettrica ($\rho = 2000 \Omega m$, $\epsilon_r = 20$).

2.7 Impianto di terra di stazione

Al fine di limitare le tensioni di passo e contatto per guasto monofase a terra, all'interno delle stazioni vengono realizzati impianti di terra con una magliatura di 10 m di lato, costituiti da corde di rame nudo da 63 mm² interrate a circa 70 cm di profondità (piano delle fondazioni). Tutte le carpenterie metalliche e i pali gatto che fungono da portali vengono collegati all'impianto di terra di stazione. In prossimità delle apparecchiature, dove è più probabile il guasto e anche la presenza di personale, la magliatura viene ulteriormente infittita in modo da ridurre le tensioni di contatto. Sul perimetro dell'impianto viene garantito un raggio di curvatura almeno pari a 8 m, in modo da ridurre le tensioni di passo.

Per una stazione di alta tensione le dimensioni dell'impianto di terra possono facilmente raggiungere un perimetro di 1000 m, pertanto la resistenza di dispersione totale assume valori normalmente inferiori a 1 Ω , anche per resistività del terreno elevate. Considerata l'estensione dell'impianto di terra di stazione, la densità di corrente nel terreno non è in grado di produrre fenomeni di ionizzazione. Di conseguenza, l'impianto di terra di stazione può essere modellato in ATP-EMTP mediante un semplice resistenza di valore costante, pari alla resistenza di dispersione R_d . Data la complessità dell'impianto, la resistenza di dispersione deve essere calcolata con metodi numerici analoghi a quelli descritti al paragrafo 2.4 per i dispositivi di messa a terra dei sostegni.

A seconda dei casi, le funi di guardia delle linee aeree afferenti alla stazione possono essere collegate o meno all'impianto di terra di stazione. Se collegate, le funi di guardia contribuiscono a drenare parte delle correnti di guasto e a ridurre le tensioni di passo e contatto in stazione; inoltre, collegano in parallelo tra loro i dispersori dei sostegni delle linee afferenti e gli impianti di terra delle stazioni all'estremità opposta delle linee, contribuendo a ridurre in modo significativo la resistenza di dispersione complessiva, come mostrato in Figura 2.21.

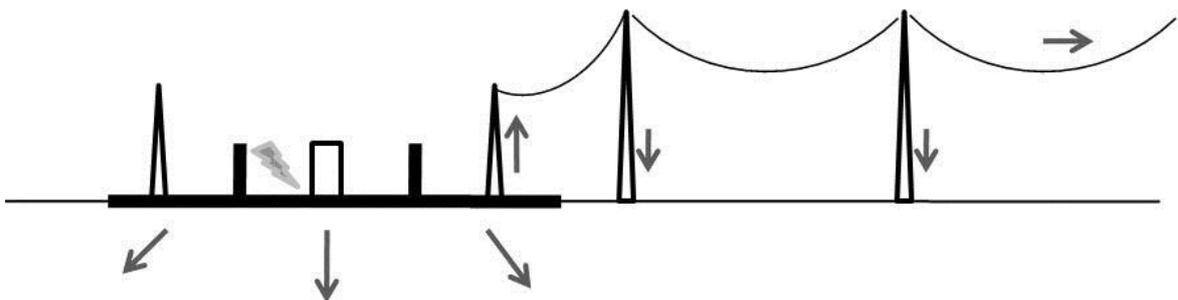


Figura 2.21: Contributo delle funi di guardia collegate all'impianto di terra di stazione.

In Figura 2.22 è rappresentato l'impianto di terra di una tipica stazione di trasformazione 380/150-132 kV con 2 ATR [21]. Per semplicità, è stato trascurato l'infittimento locale della magliatura in corrispondenza delle apparecchiature, in quanto non contribuisce a ridurre in modo significativo la resistenza di dispersione complessiva dell'impianto, bensì contribuisce solo a limitare localmente le tensioni di passo e contatto.

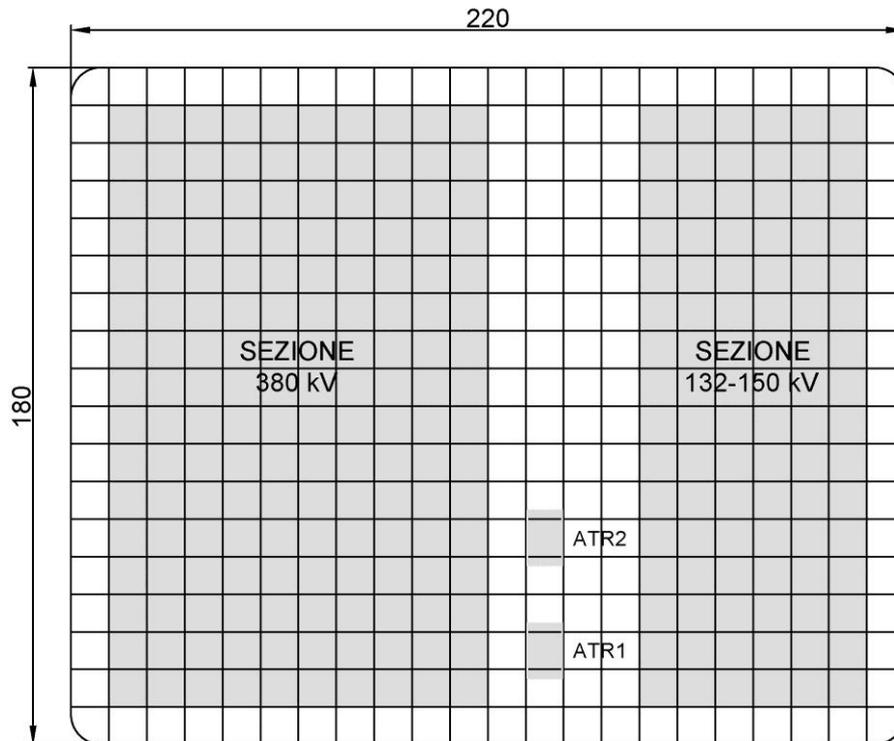


Figura 2.22: Impianto di terra di una stazione di trasformazione 380/150-132 kV con 2 ATR.

In Tabella 2.4 sono riportati i valori della resistenza di dispersione a frequenza industriale dell'impianto di terra riportato in Figura 2.22, calcolati con la metodologia descritta al paragrafo 2.4 per differenti valori della resistività del terreno. I valori di resistenza di dispersione sono stati calcolati nell'ipotesi che le funi di guardia siano isolate dall'impianto di terra; nel caso in cui le funi di guardia siano collegate all'impianto di terra di stazione, la resistenza di dispersione può essere direttamente trascurata.

Tabella 2.4: Resistenza di dispersione dell'impianto di terra di una stazione di trasformazione 380/150-132 kV con 2 ATR. Funi di guardia isolate dall'impianto di terra.

Resistività del terreno ρ [Ωm]	Resistenza di dispersione R_d [Ω]
10	0,02
50	0,11
150	0,34
300	0,69
600	1,37
1300	2,97
2000	4,57

2.8 Bibliografia

- [1] P. Lionetto, Comportamento dei dispersori alle correnti impulsive, Tesi di laurea, Università degli studi di Padova, Facoltà di ingegneria, Istituto di elettrotecnica e di elettronica, anno accademico 1968-69, relatore Prof. Dott. Ing. A. Paolucci.
- [2] A.R. Hileman, Insulation coordination for power systems, Taylor & Francis Inc, 1999.
- [3] K.H. Weck, The current dependence of tower footing resistance, *CIGRE 33-88 (WG01), 14 IWD, 1988 and 33-89 (WG01), 7 IWD*, 1989.
- [4] CIGRE Working Group 33.01, Guide to procedures for estimating the lightning performance of transmission lines, Technical Brochure No. 63, October 1991.
- [5] L.V. Bewley, Traveling waves on transmission systems, J. Wiley & Sons, 1951.
- [6] S. Visacro, A comprehensive approach to the grounding response to lightning currents, *IEEE Transactions on Power Delivery*, Volume: 22, Issue: 1, 381-386, January 2007.
- [7] Terna, Dispositivi di messa a terra, Specifica di componente LF91.
- [8] Terna, Linee AT – Tratto 701 per le messe a terra, Specifica di componente LF701.
- [9] E.D. Sunde, Earth conduction effects in transmission system, Dover Publication Inc, 1949.
- [10] F.W. Grover, Inductance calculations, D. Van Nostrand Co., 1946.
- [11] A. Geri, Behaviour of grounding systems excited by high impulse currents, the model and its validation, *IEEE Transactions on Power Delivery*, Volume: 14, Issue: 3, 1008-1017, July 1999.
- [12] Terna, Linee 132-150 kV unificate. Semplice terna a triangolo – Sostegno C. C159 piedi per basi H15 ÷ H24, Tavola per montaggio meccanico P003DC015_01.
- [13] Terna, Linee 132-150 kV unificate. Semplice terna a triangolo – Sostegno N. N35 piedi per basi H15 ÷ H24, Tavola per montaggio meccanico P003DN015_00.
- [14] L. Grcev, Modeling of grounding electrodes under lightning currents, *IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility*, Volume: 51, Issue: 3, 559 - 571, August 2009.
- [15] B. Gustavsen, and A. Semlyen, Rational approximation of frequency domain responses by Vector Fitting, *IEEE Transactions on Power Delivery*, Volume: 14, Issue: 3, 1052-1061, July 1999.
- [16] B. Gustavsen, Improving the pole relocating properties of Vector Fitting, *IEEE Transactions on Power Delivery*, Volume: 21, Issue: 3, 1587-1592, July 2006.
- [17] D. Deschrijver, M. Mrozowski, T. Dhaene, and D. De Zutter, Macromodeling of multiport systems using a fast implementation of the Vector Fitting method, *IEEE Microwave and Wireless Components Letters*, Volume: 18, Issue: 6, 383-385, June 2008.
- [18] B. Gustavsen, Computer code for rational approximation of frequency dependent admittance matrices, *IEEE Transactions on Power Delivery*, Volume: 17, Issue: 4, 1093-1098, October 2002.
- [19] A.C.S. Lima, B. Gustavsen, and A.B. Fernandes, Inaccuracies in network realization of rational models due to finite precision of RLC branches, International Conference on Power Systems Transients (IPST'07) in Lyon (France), June 2007.
- [20] A. Semlyen and B. Gustavsen, A half-size singularity test matrix for fast and reliable passivity assessment of rational models, *IEEE Transactions on Power Delivery*, Volume: 24, Issue: 1, 345-351, January 2009.
- [21] Terna, Progetto unificato stazioni, Layout stazione di trasformazione 380/150-132 kV con 2 ATR, Planimetria e schema unifilare EG13-0009 ING-SVT-IOC.

3. Armamenti per amarro e sospensione 132-150 kV

Nel presente capitolo vengono descritti gli armamenti per amarro e sospensione dei sostegni delle linee elettriche aeree 132-150 kV e vengono forniti tutti i parametri elettrici e dimensionali per la corretta modellazione degli stessi. I modelli analizzati consentono la corretta rappresentazione degli armamenti nell'intervallo di frequenze di interesse per lo studio delle sovratensioni di origine atmosferica¹.

3.1 Modello equivalente di una catena di isolatori a cappa e perno

Le catene di isolatori delle linee elettriche aeree sono formate dal collegamento in serie di più elementi a "cappa e perno", in numero tale da garantire un'adeguata linea di fuga superficiale² nel normale esercizio della linea, e un adeguato isolamento in aria (arcing distance) nei confronti delle sovratensioni attese. L'isolamento degli impianti è sottoposto, infatti, sia alle sollecitazioni normali dovute alla tensione di esercizio, sia alle sollecitazioni eccezionali dovute alle sovratensioni di origine interna ed esterna. In generale, le sovratensioni dovute a fulminazione determinano le distanze di isolamento in aria delle reti di distribuzione e sub-trasmissione, mentre le sovratensioni di manovra determinano le distanze di isolamento in aria delle reti di trasmissione dell'energia.

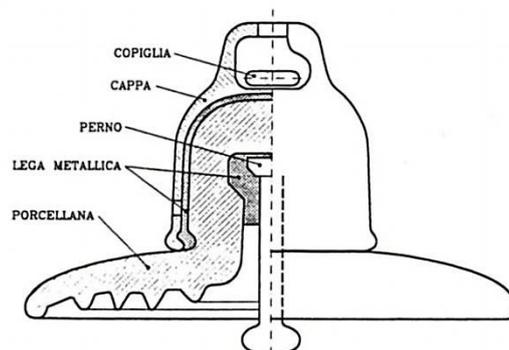


Figura 3.1: *Isolatore a cappa e perno.*

Negli isolatori a cappa e perno l'isolamento è realizzato con una campana in vetro temperato di forma molto allargata, con la parte inferiore munita di nervature e di un foro assiale nel quale è cementato un perno in ghisa. Le nervature nella parte inferiore incrementano la linea di fuga superficiale dell'isolatore. Nella parte superiore della campana è cementata, invece, una cappa in ghisa che presenta in alto una fenditura, detta orbita, nella quale si inserisce il perno dell'isolatore superiore. Il perno è mantenuto nell'orbita mediante una copiglia. Di conseguenza, dal punto di vista elettrico, un isolatore a cappa e perno può essere rappresentato con una capacità in parallelo alla resistenza superficiale e alla resistenza di massa della campana di vetro. La resistenza di massa di un isolatore in vetro temperato è di valore molto elevato e può essere trascurata. Inoltre, per un

¹ Tipicamente 20 kHz ÷ 1 MHz.

² Il numero di isolatori a cappa e perno deve garantire la linea di fuga minima richiesta per il livello di contaminazione ambientale atteso. I livelli di contaminazione ambientale attualmente previsti nell'unificazione Terna sono: leggero, medio, pesante, eccezionale.

isolatore asciutto e pulito anche la resistività superficiale è molto elevata, per cui il circuito equivalente si riduce alla sola capacità tra il perno e la cappa. La capacità effettiva di un isolatore a cappa e perno è funzione della sua classe di prestazione meccanica; in particolare, gli isolatori a cappa e perno con carico di rottura massimo pari a 120 kN, come quelli impiegati sulle linee aeree 132-150 kV, presentano una capacità circa pari a 50 pF.

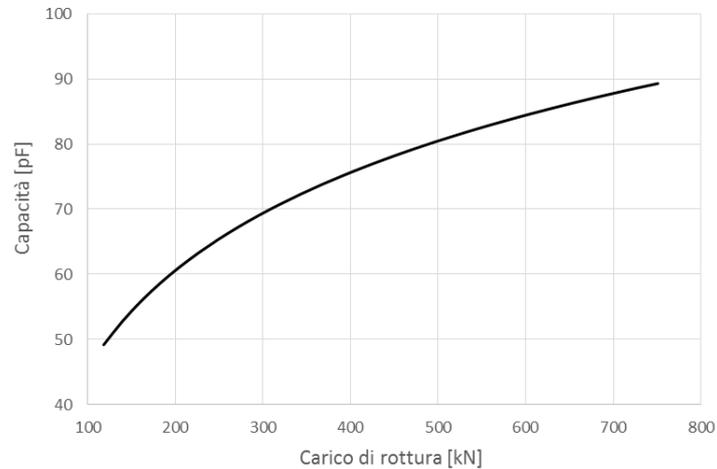


Figura 3.2: Capacità di un isolatore a cappa e perno in vetro temperato, in funzione della sua classe di prestazione meccanica. [1]

Come illustrato in Figura 3.3, i sostegni di linea possono essere equipaggiati con armamenti per amarro [2, 3] che sono disposti in linea con i conduttori di fase e ne reggono il tiro trasmettendolo alle mensole, e con armamenti per sospensione [4, 5] che sostengono i conduttori di fase e consentono spostamenti longitudinali, in modo da riequilibrare i tiri tra due campate consecutive.

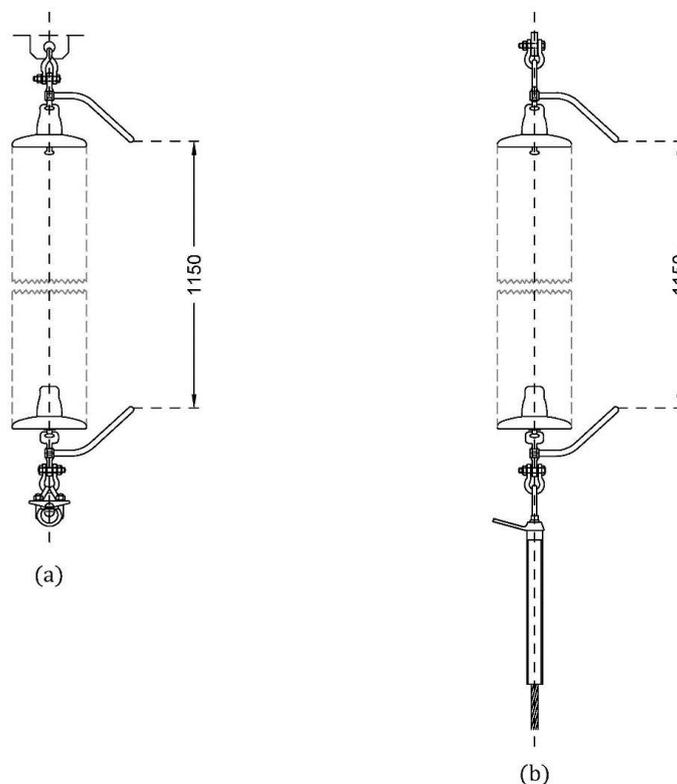


Figura 3.3: Armamenti delle linee elettriche aeree 132-150 kV. (a) Armamento per sospensione. (b) Armamento per amarro.

La lunghezza completa di un armamento 132-150 kV, comprensiva del sistema di fissaggio alla mensola, è circa pari a 2 m; negli armamenti per sospensione questa lunghezza corrisponde alla distanza verticale del conduttore dalla mensola. La lunghezza della sola catena di isolatori è pari a 1314 mm, corrispondente a n° 9 isolatori a cappa e perno con passo 146 mm collegati in serie³. L'effettiva distanza di isolamento in aria è pari, invece, a 1150 mm ed è determinata dalla posizione dei dispositivi di guardia a racchetta posti alle estremità della catena di isolatori. I dispositivi di guardia hanno la funzione di tenere un eventuale arco elettrico a distanza dagli isolatori, limitando così il rischio di scariche superficiali e perforazioni della parte isolante; inoltre, hanno la funzione di evitare che l'estremo inferiore dell'arco si appoggi sul conduttore.

Sui livelli di tensione 132-150 kV il palo gatto funge da portale di stazione. Il palo gatto è equipaggiato verso linea con armamenti per amarro [6, 7] costituiti da n° 14 isolatori a cappa e perno con passo 146 mm collegati in serie. La protezione delle apparecchiature dello stallo linea dalle sovratensioni di origine atmosferica provenienti dalle linee, quando l'interruttore è aperto, è affidata a corna spinterometriche installate sulle catene di amarro al palo gatto; la distanza spinterometrica e i corrispondenti livelli di tenuta a impulso atmosferico sono riportati in Tabella 3.1.

Tabella 3.1: Armamento per amarro al palo gatto per i livelli di tensione 132-150 kV.

Livello di tensione [kV]	Distanza spinterometrica D [mm]	Tensione di scarica 50% a impulso atmosferico [kV]
132	650	480
150	800	560

Verso la stazione, invece, il palo gatto è equipaggiato con catene per sospensione contrappesate [8] sulle fasi laterali, mentre la fase centrale attraversa la finestra del sostegno ed è isolata da questo mediante un colonnino di supporto in porcellana che guida la calata [9]. Le catene per sospensione contrappesate presentano le stesse caratteristiche elettriche e dimensionali delle catene per sospensione delle linee elettriche aeree 132-150 kV, mentre l'isolatore in porcellana presenta le stesse caratteristiche elettriche e dimensionali dei colonnini porta sbarre di stazione⁴.

³ Corrispondenti a un livello di contaminazione ambientale leggero sulle linee aeree 150 kV, e medio sulle linee aeree 132 kV.

⁴ Si veda il Capitolo 5, paragrafo 5.4.2.

Dato il basso valore di capacità dei singoli elementi a cappa e perno, nel calcolo della capacità equivalente di una catena di isolatori è necessario considerare l'effetto delle capacità parassite verso il sostegno e verso i conduttori. In assenza di capacità parassite tutti gli elementi a cappa e perno sarebbero percorsi dalla stessa corrente capacitiva e sarebbero sottoposti alla medesima caduta di tensione:

$$\Delta \hat{E} = \frac{\hat{I}}{Y} = \frac{\hat{I}}{j\omega C} \quad (3.1)$$

La presenza delle capacità parassite altera, tuttavia, la distribuzione della tensione totale sui singoli elementi, e quindi il valore della capacità equivalente della catena.

Per una stima della capacità equivalente di una catena di isolatori in presenza di capacità parassite, si fa riferimento al modello semplificato in Figura 3.4 relativo ad una catena con quattro elementi a cappa e perno collegati in serie. Ciascun elemento è rappresentato con la sola capacità propria, trascurando la resistenza superficiale nell'ipotesi di isolatore asciutto e pulito. I nodi 1, 2, 3 rappresentano l'elettrodo metallico costituito dal perno di un isolatore unito alla cappa dell'isolatore sottostante. Si rappresentano infine le capacità parziali tra ciascun nodo e la mensola, e tra ciascun nodo e il dispositivo di guardia a racchetta nella parte inferiore della catena, che scherma il conduttore sottostante.

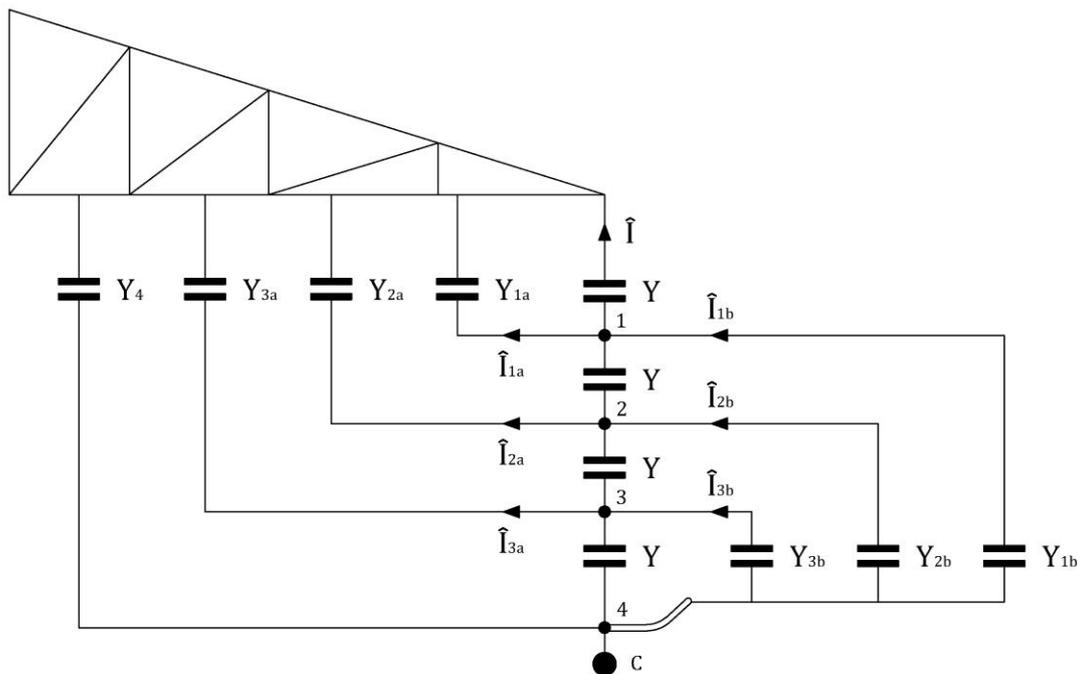


Figura 3.4: Modello equivalente di una catena di isolatori a cappa e perno. [10]

Affinché tutti gli isolatori siano percorsi dalla stessa corrente capacitiva e siano sottoposti alla medesima caduta di tensione, devono essere verificate le seguenti condizioni:

$$\hat{I}_{1a} = \hat{I}_{1b} \quad \hat{I}_{2a} = \hat{I}_{2b} \quad \hat{I}_{3a} = \hat{I}_{3b} \quad (3.2)$$

Tenendo conto della (3.1), le condizioni (3.2) equivalgono alle seguenti condizioni sulle ammettenze parassite:

$$Y_{1a} = \frac{Y_{1b}}{3} \quad Y_{2a} = Y_{2b} \quad Y_{3a} = 3 \cdot Y_{3b} \quad (3.3)$$

L'introduzione del dispositivo di guardia a racchetta, opportunamente dimensionato e posizionato, consente di verificare con buona approssimazione le (3.3). La presenza del dispositivo di guardia superiore, non rappresentato in Figura 3.4, migliora ulteriormente la distribuzione del potenziale sulla catena di isolatori, in quanto il campo elettrico tra la racchetta superiore e quella inferiore viene ad essere pressoché uniforme. In queste condizioni, la capacità equivalente della catena è all'incirca pari alla serie delle capacità dei singoli isolatori a cappa e perno, in parallelo alla capacità parassita tra il dispositivo di guardia inferiore e la mensola del sostegno, la cui ammettenza Y_4 può essere tuttavia trascurata.

La Tabella 3.2 riporta il valore di capacità equivalente delle catene per amarro e sospensione delle linee elettriche aeree 132-150 kV e delle catene per amarro al palo gatto di stazione, per un numero di isolatori a cappa e perno corrispondente a condizioni di inquinamento leggero / medio.

Tabella 3.2: Capacità equivalente delle catene per amarro e sospensione, livelli di tensione 132-150 kV

Armamento	Numero di isolatori a cappa e perno in serie	Numero di catene in parallelo	Capacità di un isolatore a cappa e perno [pF]	Capacità equivalente della catena [pF]
Amarro e sospensione di linea	9	1	50	5,5
Amarro al palo gatto di stazione	14	2	50	7

Si osserva che, dato il numero elevato di isolatori a cappa e perno collegati in serie, la capacità equivalente della catena è trascurabile rispetto alla capacità del singolo elemento. Si osserva, inoltre, che tale capacità è dello stesso ordine di grandezza di quella dei colonnini porta sbarre in porcellana impiegati in stazione⁵.

3.2 Modelli di scarica in aria su lunghe distanze

La lunghezza delle catene di isolatori a cappa e perno delle linee elettriche aeree è normalmente maggiore di un metro. In queste condizioni, anche con l'impiego di dispositivi di guardia a racchetta alle estremità degli isolatori non è possibile ottenere distribuzioni di campo perfettamente uniformi.

Nei campi elettrici non uniformi il meccanismo di scarica in aria dipende da diversi fattori, quali la geometria elettrodica e quindi la distribuzione del campo, l'andamento nel tempo della tensione applicata, la sua polarità, le condizioni atmosferiche. Di conseguenza, i livelli di tenuta ad impulso risultano più bassi di quelli che si otterrebbero in campi elettrici perfettamente uniformi e devono essere valutati di volta in volta per ciascun isolamento e per ciascuna sovratensione attesa.

Dato che il livello di tenuta a impulso degli isolamenti è fortemente influenzato dalla forma d'onda della tensione applicata, viene normalmente definito con riferimento all'onda di tensione normalizzata 1,2-50 μs ⁶, facilmente riproducibile dai generatori ad impulso dei laboratori di alta

⁵ Si veda il Capitolo 5, paragrafo 5.4.2.

⁶ Ciascun fulmine è costituito in media da tre colpi che si susseguono nello stesso canale ionizzato a distanza di alcune decine di ms uno dall'altro; il secondo colpo dei fulmini di polarità negativa presenta una probabilità del 50% di avere

tensione. Per valutare la caratteristica di tenuta di un determinato isolamento nei riguardi di un'onda di tensione normalizzata, è possibile fare riferimento alle curve "tensione applicata – tempo di scarica" [11 – 13], che mettono in relazione il valore della tensione raggiunto prima della scarica con il tempo necessario alla scarica. Tali curve sono ricavate sperimentalmente per un determinato isolamento e possono essere rappresentate con semplici espressioni analitiche che sono accurate solo se utilizzate nel loro intervallo di validità.

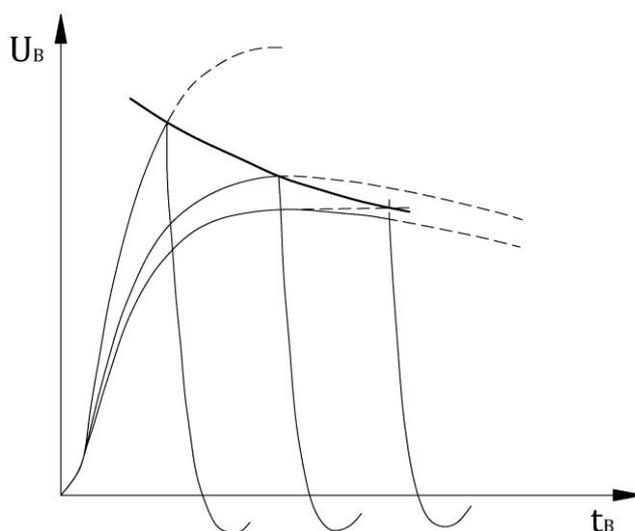


Figura 3.5: Curva tensione applicata – tempo di scarica.

È importante, tuttavia, conoscere gli effettivi livelli di tenuta degli isolamenti nei riguardi di onde di tensione diverse da quella normalizzata, come quelle prodotte dalle fulminazioni dirette e indotte sulle linee elettriche aeree, che presentano tempi all'emivalore minori rispetto all'onda normalizzata. Sono stati proposti vari metodi per valutare le caratteristiche di tenuta degli isolamenti nei riguardi di onde di tensione diverse da quella normalizzata, che possono essere raggruppati in due principali categorie:

- metodi integrali
- metodi basati su modelli fisici

3.2.1 Metodi integrali

I metodi integrali [14 – 17] sono stati introdotti negli anni cinquanta del secolo scorso come metodi empirici in grado di predire le caratteristiche di tenuta di un isolamento nei riguardi di onde di tensione diverse da quella normalizzata, a partire da prove di laboratorio effettuate con onde di tensione normalizzate. I metodi integrali si basano su una serie di assunzioni comuni:

- esiste una tensione minima U_0 che deve essere superata affinché il processo di scarica abbia inizio;
- il tempo di scarica T_c è funzione sia dell'ampiezza che della durata della tensione applicata;

una durata del fronte pari a $1 \mu s$. Dal momento che le sovratensioni con fronte molto ripido sono in grado di sollecitare maggiormente l'isolamento tra le spire degli avvolgimenti dei trasformatori, per le prove di laboratorio si è scelta un'onda di tensione normalizzata $1,2/50 \mu s$, statisticamente rappresentativa dei secondi colpi dei fulmini di polarità negativa, ma con valore di cresta caratteristico dei primi colpi di fulmine di polarità negativa.

- il comportamento di un determinato isolamento è definito in modo univoco da un insieme di costanti (U_o , n , D) ricavate sperimentalmente dalle curve “tensione applicata – tempo di scarica”.

I metodi integrali si basano sulla valutazione dell’integrale nel tempo della differenza tra la tensione applicata e la tensione U_o ; in generale questa differenza viene elevata ad una potenza differente da uno. La scarica ha luogo quando l’integrale raggiunge un valore costante D che dipende dalla configurazione e dalla polarità della tensione applicata:

$$D = \int_0^{T_c} (u(t) - U_o)^n dt \quad (3.4)$$

Nel “metodo dell’area costante” [17], di largo impiego, il parametro n viene posto pari a uno.

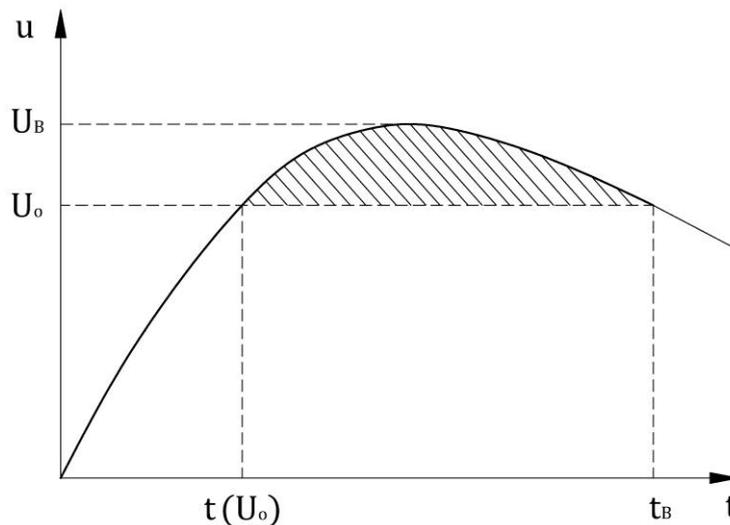


Figura 3.6: Metodo integrale per la valutazione della tensione di scarica.

Benché semplici da implementare in ATP-EMTP, i metodi integrali sono attualmente di impiego limitato in quanto dipendono da parametri determinati sulla base di prove sperimentali effettuate su specifiche geometrie elettrodiche e con specifiche forme d’onda, senza tenere conto dei fenomeni fisici legati al processo di scarica in aria su lunghe distanze; inoltre, i metodi integrali non consentono di rappresentare la corrente che attraversa il circuito durante il processo di scarica⁷. I metodi integrali sono, invece, da preferire ai modelli fisici in caso di distanze spinterometriche in aria inferiori a un metro, o in presenza di catene di isolatori a cappa e perno prive di dispositivi di guardia a racchetta, nelle quali la scarica può svilupparsi lungo gli isolatori anziché in aria.

3.2.2 Metodi basati su modelli fisici

Tra i modelli proposti in letteratura per valutare le caratteristiche di tenuta degli isolamenti nei riguardi di onde di tensione diverse da quella normalizzata, i modelli fisici sono gli unici che considerano tutte le fasi del processo di scarica.

⁷ Corrente di pre-scarica, si veda il paragrafo 3.4.

Le fulminazioni di polarità negativa che colpiscono i conduttori di fase o le funi di guardia delle linee elettriche aeree producono sovratensioni di polarità negativa che vanno a sollecitare le catene di isolatori di linea⁸, producendo intensi campi elettrici in corrispondenza dei dispositivi di guardia a racchetta installati all'estremità delle catene. Sebbene i dispositivi di guardia a racchetta siano assimilabili a spinterometri asta-asta, tuttavia per analizzare il fenomeno fisico di formazione della scarica conviene fare riferimento ad una configurazione elettrodica semplice, quale ad esempio quella asta-piano nella quale si ha un campo elettrico elevato in prossimità di uno solo dei due elettrodi. Con riferimento ad uno spinterometro asta-piano sottoposto ad una tensione impulsiva di polarità negativa, quando la tensione applicata all'asta (catodo) supera la tensione limite di innesco del corona, il campo elettrico raggiunge valori tali da determinare la ionizzazione per urto e quindi una valanga. La valanga, a causa della diversa mobilità tra elettroni e ioni positivi, forma due distinte cariche spaziali che creano un dipolo orientato nel verso del campo elettrico impresso. Come illustrato in Figura 3.7, dal punto A si sviluppa un movimento di cariche positive in direzione del catodo, mentre nel punto B gli elettroni accelerati dal campo elettrico generano una valanga secondaria. Quando la valanga secondaria si è sviluppata a sufficienza, dalla sua coda si genera un nuovo movimento di cariche positive nella direzione della testa della valanga primaria. Il fenomeno si ripete con la formazione di successive valanghe secondarie che consentono alla carica spaziale negativa di avanzare verso l'anodo, lasciando alle sue spalle un filamento parzialmente ionizzato detto "streamer". Lo streamer è tipico delle tensioni di tipo impulsivo ed è normalmente assente nei campi elettrici prodotti dalle tensioni alternate e continue, dove la ionizzazione a valanga primaria crea un fenomeno di stabilizzazione tale da inibire la ripresa della scarica.

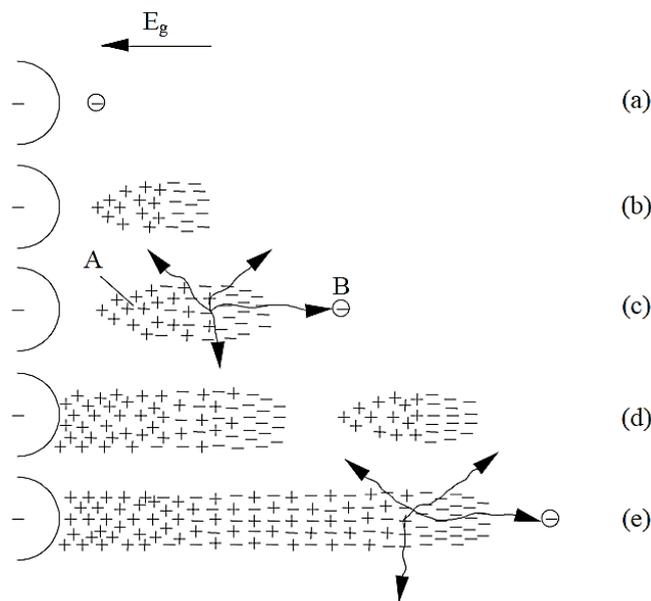


Figura 3.7: Formazione e avanzamento di uno streamer negativo. [18]

Per le geometrie comunemente utilizzate, il primo corona si manifesta con un gran numero di streamer che successivamente aumentano sia in lunghezza che in ramificazioni, favorendo la formazione di un canale ionizzato di polarità negativa detto "leader", che presenta una

⁸ Sebbene le fulminazioni possano essere sia di polarità positiva che negativa, tuttavia l'isolamento di una linea elettrica aerea viene normalmente verificato nei riguardi delle sole fulminazioni di polarità negativa, che costituiscono il 90% del totale dei fulmini che cadono al suolo.

conducibilità molto più alta delle ramificazioni secondarie degli streamer. La propagazione del leader negativo è associata alla formazione di un secondo leader spaziale in una regione di spazio più avanzata occupata dagli streamer negativi. Quando il leader spaziale incontra il leader negativo, quest'ultimo si propaga a gradini verso il piano (anodo), seguendo un percorso tortuoso che risulta più lungo della distanza minima tra gli elettrodi⁹.

Come evidenziato in Figura 3.8, il leader è preceduto da un fenomeno corona che si sviluppa dalla sua testa. Quando gli streamer del corona di leader raggiungono l'anodo, ha inizio la fase del salto finale: il campo elettrico in corrispondenza del piano diventa così intenso da favorire la formazione di un leader positivo che si propaga verso il catodo¹⁰. Nell'istante in cui i due canali si incontrano avviene la scarica, caratterizzata dalla completa ionizzazione dei canali e dal cortocircuito tra gli elettrodi¹¹.

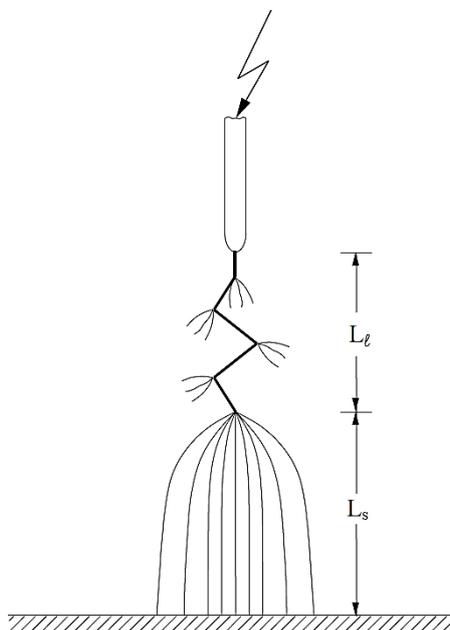


Figura 3.8: Propagazione del leader negativo in corrispondenza del salto finale. [18]

Sempre con riferimento ad uno spinterometro asta-piano, il processo di scarica con impulsi di polarità positiva è simile a quello con impulsi di polarità negativa, ma i fenomeni fisici che si manifestano sono più semplici. In particolare, nella fase di propagazione del leader positivo non si ha la formazione di un leader spaziale in posizione avanzata, per cui la propagazione del leader positivo avviene in modo continuo e non a gradini come per il leader negativo. Inoltre, nella fase del salto finale non si ha la formazione di un leader di polarità opposta, ma la scarica avviene direttamente all'arrivo al piano del leader positivo. In conseguenza di ciò, la velocità di propagazione di un leader positivo è maggiore della velocità di propagazione di un leader

⁹ La propagazione a gradini del leader negativo è tipica anche delle fulminazioni atmosferiche, seppur con dimensioni completamente differenti.

¹⁰ Nel caso delle fulminazioni atmosferiche, il punto di partenza del leader positivo ascendente determina il punto di impatto del fulmine con il terreno. Il leader positivo parte tipicamente da punti del terreno in cui è più intenso il campo elettrico prodotto dagli streamer del leader negativo discendente.

¹¹ Al momento della completa ionizzazione del canale, la corrente aumenta in modo considerevole in brevissimo tempo, provocando la strizione del canale stesso e la formazione di un'onda d'urto alla quale è dovuto il caratteristico rumore associato alla scarica.

negativo. La differente velocità di propagazione dei leader si traduce in un livello di tenuta per impulsi di polarità positiva minore del livello di tenuta per impulsi di polarità negativa.

A differenza di quanto accade nello spinterometro asta-piano, in uno spinterometro asta-asta, quando la tensione applicata supera la tensione limite di innesco del corona, dai due elettrodi si sviluppano due leader di polarità opposta che incontrandosi nello spazio interelettrodo determinano la scarica finale. Pertanto, a differenza di quanto avviene in uno spinterometro asta-piano, il livello di tenuta per impulsi di polarità positiva coincide con il livello di tenuta per impulsi di polarità negativa. Come visto in precedenza, i dispositivi di guardia a racchetta installati sulle catene di isolatori sono assimilabili a spinterometri asta-asta. Sulle catene di isolatori, tuttavia, la condizione di simmetria del campo elettrico tipica di uno spinterometro asta-asta ideale è difficile da ottenere, dal momento che una delle due racchette della catena è collegata a terra attraverso il sostegno. Come illustrato in Figura 3.9, per effetto del piano di massa costituito dalla mensola del sostegno, il campo sull'elettrodo in tensione è generalmente più elevato di quello sull'elettrodo a terra e la distribuzione di campo tra le due aste risulta dissimmetrica. Maggiore è la dissimmetria del campo, più il comportamento dello spinterometro asta-asta approssima quello di uno spinterometro asta-piano. Pertanto, le catene di isolatori delle linee elettriche aeree presentano in generale un livello di tenuta per impulsi di polarità positiva leggermente inferiore al livello di tenuta per impulsi di polarità negativa.

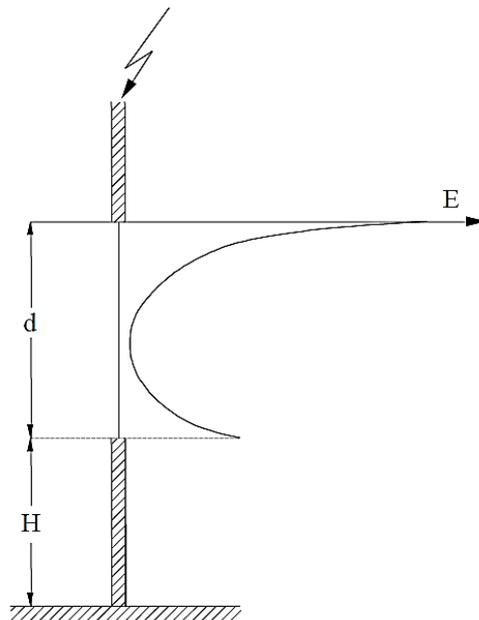


Figura 3.9: Spinterometro asta-asta con dissimmetria del campo dovuta al piano di massa. [18]

Le considerazioni svolte finora trascurano la presenza di isolatori a cappa e perno nello spazio di isolamento in aria. Gli isolatori possono interagire con il processo di scarica, rendendolo differente da quello che si verifica negli spinterometri asta-asta in aria; in particolare, la presenza degli isolatori può ridurre la tensione di scarica dello spinterometro. Tuttavia, la presenza di dispositivi di guardia a racchetta all'estremità delle catene, come nel caso degli armamenti unificati Terna, impedisce alla scarica di svilupparsi lungo la catena stessa, riducendo così l'influenza degli isolatori a cappa e perno sul processo di scarica e rendendo possibile l'impiego dei modelli fisici per la modellazione del comportamento alla scarica degli isolamenti di linea.

Tra i modelli fisici, il più noto è il "leader progression model" (LPM). In [19 – 22] si raccomanda l'utilizzo del modello LPM per la modellazione delle scariche in aria. In [23] si raccomanda l'utilizzo del modello LPM per la modellazione delle scariche su lunghe distanze in aria, ovvero distanze interelettriche maggiori di un metro, come nel caso delle distanze di isolamento degli armamenti per le linee elettriche aeree 132-150 kV. I due modelli LPM attualmente più diffusi sono il modello di Pignini e altri [24], raccomandato anche in [19 – 21, 23], e il modello di Motoyama [25]. Il modello di Pignini e altri è stato validato in laboratorio attraverso l'applicazione di onde di tensione normalizzate a spinterometri e catene di isolatori con distanze interelettriche rispettivamente pari a 2 e 3,36 m. Al contrario, il modello di Motoyama è stato validato in laboratorio attraverso l'applicazione di onde di tensione diverse da quella normalizzata¹², a spinterometri con distanze interelettriche comprese tra 0,4 e 3 m. Per questa ragione, nel seguito si farà riferimento al solo modello di Motoyama, di validità più generale rispetto al modello di Pignini e altri in quanto può essere applicato sia agli armamenti di linea sia agli armamenti di amarro al palo gatto, che presentano distanze interelettriche minori di un metro.

3.3 Il modello di Motoyama

Le fasi del processo di scarica per spinterometri asta-asta¹³ descritte al paragrafo 3.2.2, sono tutte presenti solo nel caso di onde impulsive a fronte lungo e grandi spazi d'aria tra gli elettrodi. Al contrario, nel caso di impulsi di fulminazione caratterizzati da fronti ripidi e una repentina diminuzione della tensione durante la coda, gli streamer di polarità opposta si incontrano nello spazio interelettrico prima che i rispettivi leader abbiano il tempo di raggiungere lunghezze significative; in questo caso, la fase della propagazione dei leader viene a coincidere direttamente con la fase del salto finale. Questa ipotesi è alla base del modello di Motoyama, che rappresenta il processo di scarica su lunghe distanze in aria attraverso tre fasi distinte:

- primo corona
- propagazione degli streamer
- propagazione dei leader

Con onde impulsive a fronte lungo, quali ad esempio le sovratensioni di manovra, la fase di propagazione dei leader è distinta dalla fase del salto finale, inoltre la propagazione dei leader avviene simultaneamente alla propagazione degli streamer; pertanto, il modello di Motoyama non è in grado di rappresentare correttamente i fenomeni fisici alla base del processo di scarica in aria su lunghe distanze per sovratensioni di manovra, e non dovrebbe essere utilizzato.

Con riferimento a sovratensioni di origine atmosferica applicate a spinterometri asta-asta in aria, il tempo di scarica T_c può essere espresso come la somma di tre componenti:

$$T_c = T_i + T_s + T_l \quad (3.5)$$

¹² Onde di tensione analoghe a quelle prodotte dalle fulminazioni, con durata del fronte dell'onda compresa tra 1 e 1,4 μ s e tempo all'emivalore compreso tra 3,2 e 4 μ s.

¹³ Le fasi del processo di scarica in aria su lunghe distanze sono: primo corona, propagazione degli streamer, propagazione dei leader, salto finale.

Nella (3.5) si è indicato con:

T_i : il tempo necessario alla tensione applicata ai due elettrodi per superare la tensione limite di innesco del corona;

T_s : il tempo necessario agli streamer di polarità opposta per incontrarsi nello spazio interelettrodo;

T_l : il tempo necessario ai leader di polarità opposta per incontrarsi nello spazio interelettrodo.

Il primo corona si manifesta a tensioni molto minori della U_{50} ¹⁴ dell'isolamento. Inoltre, la fase del primo corona ha una durata molto breve, dell'ordine del centinaio di nanosecondi al massimo, e interessa una regione limitata attorno all'elettrodo, per cui può essere trascurata rispetto alle altre fasi. Di conseguenza, la (3.5) si riduce a:

$$T_c \cong T_s + T_l \quad (3.6)$$

La fase della propagazione degli streamer ha inizio nell'istante di innesco del corona e si conclude quando gli streamer di polarità opposta si incontrano nello spazio interelettrodo. Nel modello di Motoyama, il tempo T_s necessario agli streamer di polarità opposta per incontrarsi nello spazio interelettrodo dipende dal valore medio della tensione applicata all'isolamento, $u(t)$; in questo modo è possibile tenere conto dell'effetto della variazione della tensione sullo sviluppo degli streamer:

$$\frac{1}{T_s} \int_0^{T_s} u(t) dt = \bar{U} \quad (3.7)$$

Nella (3.7) la fase di propagazione degli streamer si conclude quando la tensione media applicata all'isolamento supera un valore costante \bar{U} pari a:

$$\bar{U} = k_1 \cdot D + k_2 \quad [kV] \quad (3.8)$$

Nella (3.8) si è indicato con:

D : la distanza interelettrodo, in metri;

k_1, k_2 : parametri che dipendono in generale dalla geometria elettrodo e dalla polarità dell'onda di tensione applicata.

In [25] Motoyama fornisce i valori dei parametri k_1 e k_2 rappresentativi per gli spinterometri asta-asta in aria, ricavati in laboratorio. Tali valori possono essere utilizzati come punto di partenza per ricavare gli effettivi parametri delle catene di isolatori, per confronto con le curve "tensione applicata – tempo di scarica" ricavate in laboratorio.

Tabella 3.3: Parametri consigliati in [25] per spinterometri asta-asta in aria

	k_1 [kV/m]	k_2 [kV]
Polarità positiva	400	50
Polarità negativa	460	150

¹⁴ Tensione a cui corrisponde il 50% di probabilità di scarica per un'onda di tensione normalizzata applicata all'isolamento.

La fase della propagazione dei leader ha inizio quando gli streamer di polarità opposta si incontrano nello spazio interelettrodico, e si conclude con la scarica tra gli elettrodi. Per ricavare il tempo T_l necessario ai leader di polarità opposta per incontrarsi nello spazio interelettrodico, è necessario conoscere le velocità di avanzamento dei leader, che sono in generale differenti per leader di polarità positiva e negativa¹⁵. Di conseguenza, il modello di Motoyama definisce una velocità media di avanzamento dei leader \bar{v}_l , che presenta una forte correlazione con il gradiente medio nello spazio interelettrodico non ancora coperto dai leader, ovvero:

$$\bar{v}_l = f(\bar{E} - \bar{E}_o) = f\left(\frac{u(t)}{D - 2 \cdot \bar{x}_l} - \bar{E}_o\right) \quad (3.9)$$

Nella (3.9) si è indicato con:

$u(t)$: la tensione applicata agli elettrodi, in kV;

D : la distanza interelettrodica, in metri;

$\bar{x}_l = \int \bar{v}_l dt$: la lunghezza media dei leader, in metri;

\bar{E}_o : il gradiente medio critico di innesco della propagazione dei leader, in kV/m.

Dalla (3.9) si deduce che la propagazione dei leader può avvenire solo se il gradiente medio nello spazio interelettrodico è maggiore del gradiente critico di innesco \bar{E}_o ¹⁶. Se la tensione applicata $u(t)$ scende al disotto del valore critico $\bar{E}_o \cdot (D - 2 \cdot \bar{x}_l)$, l'avanzamento dei leader si arresta. La presenza di oscillazioni sovrapposte all'onda di tensione non modifica il processo di scarica, ma rende discontinuo l'avanzamento dei leader, aumentando così il tempo di propagazione T_l .

Sulla base di evidenze sperimentali, la relazione tra velocità media di avanzamento dei leader e gradiente medio nello spazio interelettrodico può essere approssimata con due rette a differente pendenza, ovvero [26]:

$$\bar{v}_l = \begin{cases} k_A \cdot \left[\frac{u(t)}{D - 2 \cdot \bar{x}_l} - E_0 \right] & 0 \leq \bar{x}_l < \frac{D}{4} \\ \bar{v}_l \left(\bar{x}_l = \frac{D}{4} \right) + k_B \cdot \left[\frac{u(t)}{D - 2 \cdot \bar{x}_l} - E \left(l = \frac{D}{4} \right) \right] & \frac{D}{4} \leq \bar{x}_l < \frac{D}{2} \end{cases} \quad (3.10)$$

I parametri k_A , k_B , E_0 dipendono in generale dalla geometria elettrodica e dalla polarità dell'onda di tensione applicata.

Quando la lunghezza media dei leader \bar{x}_l è pari a $D/2$, si ha la scarica tra gli elettrodi.

¹⁵ Come evidenziato al paragrafo 3.2.2, la velocità di propagazione di un leader positivo è maggiore della velocità di propagazione di un leader negativo.

¹⁶ In prima approssimazione si può assumere $\bar{E}_o \cong \bar{E}_{50}$, dove con \bar{E}_{50} si indica il campo elettrico medio nello spazio interelettrodico corrispondente a U_{50} , ovvero al valore di cresta della tensione che produce la scarica nel 50% dei casi.

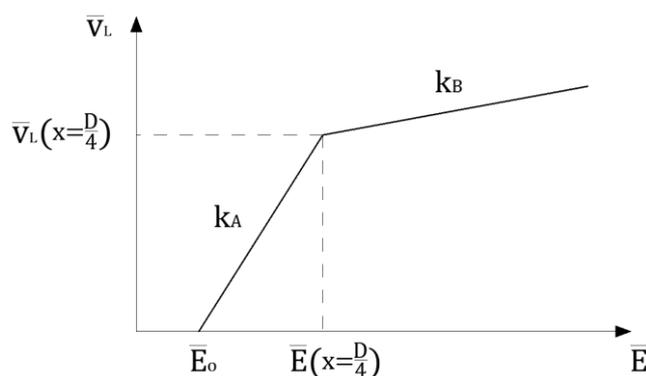


Figura 3.10: Relazione tra campo elettrico e velocità media di avanzamento dei leader.

In [25] Motoyama fornisce i valori dei parametri k_A , k_B e E_0 rappresentativi per gli spinterometri asta-asta in aria, ricavati in laboratorio. Tali valori possono essere utilizzati come punto di partenza per ricavare gli effettivi parametri delle catene di isolatori, per confronto con le curve “tensione applicata – tempo di scarica” ricavate in laboratorio.

Tabella 3.4: Parametri consigliati in [25] per spinterometri asta-asta in aria

	k_A [m ² /Vs]	k_B [m ² /Vs]	E_0 [kV/m]
Polarità positiva e negativa	2,5	0,42	750

3.4 Modelli di scarica in aria per armamenti unificati Terna

I modelli LPM degli armamenti unificati Terna per i livelli di tensione 132-150 kV possono essere ricavati modificando in modo opportuno i parametri degli spinterometri asta-asta riportati nelle Tabelle 3.3 e 3.4, fino a far coincidere le curve “tensione applicata – tempo di scarica” ottenute dai modelli LPM, con i risultati delle misure sperimentali effettuate in laboratorio su catene di isolatori simili a quelle unificate Terna.

Sebbene non siano attualmente disponibili misure sperimentali su armamenti unificati Terna per i livelli di tensione 132-150 kV, tuttavia in [24] sono riportate coppie di valori “tensione applicata-tempo di scarica” ricavate sperimentalmente per una catena di isolatori a cappa e perno con distanza di isolamento in aria pari a 3,36 m, collegata alla mensola di un sostegno. Le coppie di valori “tensione applicata – tempo di scarica” sono disponibili sia per impulsi di polarità positiva che per impulsi di polarità negativa. Una volta ricavati i parametri del modello LPM dalle prove sperimentali in laboratorio, in prima approssimazione è possibile ricavare le curve “tensione applicata – tempo di scarica” delle catene unificate Terna per i livelli di tensione 132-150 kV, andando a ridurre la distanza di isolamento in aria da 3,36 m a 1,15 m e mantenendo inalterati tutti gli altri parametri del modello. Infatti, nel modello LPM le caratteristiche di propagazione dei leader sono influenzate soprattutto dalla polarità della tensione applicata e dalla geometria elettrodica, che resta la stessa al variare del numero di elementi a cappa e perno della catena.

Le curve “tensione applicata – tempo di scarica” riportate in [24] sono state ricavate attraverso misure del valore di tensione raggiunto prima della scarica U_B , in funzione del tempo necessario alla scarica T_B . Occorre precisare che la tensione $u(t)$ applicata alla catena di isolatori non corrisponde al valore teorico, ma è minore per via della caduta di tensione dovuta al passaggio di una corrente nel circuito. Infatti, durante il processo di scarica si ha il passaggio di una corrente, detta di pre-scarica, che è trascurabile fino all’istante di innesco dei leader e aumenta bruscamente durante la fase di propagazione dei leader, risultando all’incirca proporzionale alla velocità media di avanzamento dei leader \bar{v}_l , ovvero :

$$i_l = 2 \cdot k_0 \cdot \bar{v}_l \quad (3.11)$$

Dal punto di vista dimensionale, la costante k_0 corrisponde ad una carica per unità di lunghezza; in altre parole, lo spazio interelettrodo si comporta come una capacità che viene caricata dalla corrente di pre-scarica in un tempo pari a T_l . La carica accumulata in questa capacità risulta pari a:

$$q_l = \int i_l dt = 2 \cdot k_0 \cdot \bar{x}_l \quad (3.12)$$

Motoyama pone la costante k_0 pari a $410 \mu\text{C/m}$ per spinterometri asta-asta in aria. Tuttavia, in [24] si evidenzia una significativa dipendenza della costante k_0 dalla geometria degli elettrodi, dalla distanza interelettrodo e dalla polarità della tensione applicata; pertanto, l’effettiva costante k_0 deve essere determinata per confronto con le curve “tensione applicata – tempo di scarica” ricavate in laboratorio.

Dal momento che l’implementazione della corrente di pre-scarica nel modello LPM comporta valori di tensione applicata più bassi e quindi tempi di scarica più lunghi, in quanto la propagazione dei leader viene rallentata, il confronto con i risultati sperimentali è stato effettuato simulando in ATP-EMTP direttamente il circuito equivalente del generatore di alta tensione impulsiva¹⁷ utilizzato per le prove di laboratorio sulle catene di isolatori [24].

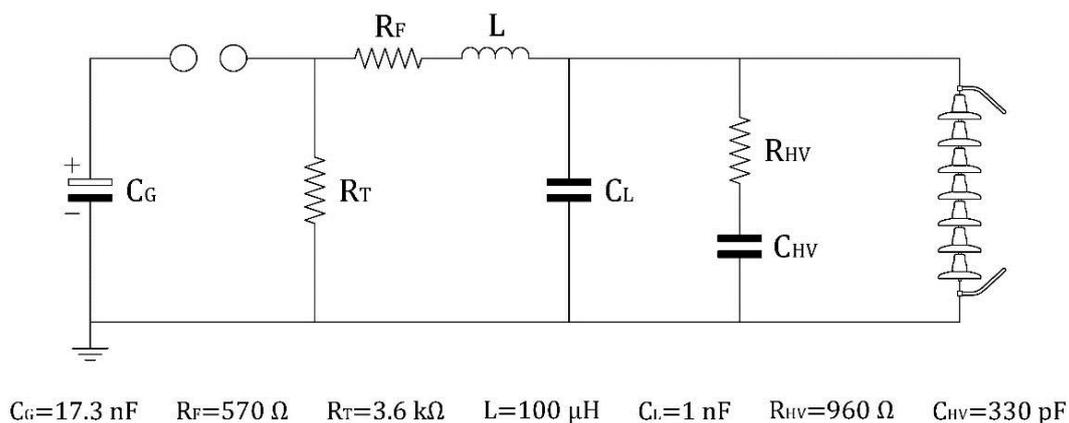


Figura 3.11: Circuito equivalente del generatore di alta tensione utilizzato per le prove di laboratorio sulle catene di isolatori. [24]

Con i parametri del generatore di alta tensione riportati in Figura 3.11, è possibile ottenere un’onda di tensione prossima a quella normalizzata $1,2\text{-}50 \mu\text{s}$, come illustrato in Figura 3.12.

¹⁷ Generatore di Marx.

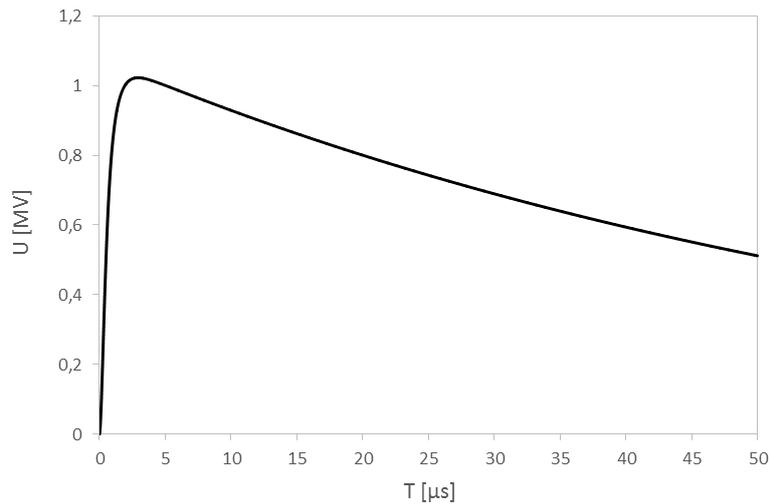


Figura 3.12: *Onda di tensione normalizzata 1,2-50 μs prodotta dal generatore di alta tensione impulsiva utilizzato per le prove di laboratorio sulle catene di isolatori.*

Il modello di Motoyama può essere implementato in ATP-EMTP con un MODELS del tipo Thevenin Type-94 che, a differenza di altre tipologie di MODELS, presenta il vantaggio di essere risolto simultaneamente al resto del circuito; in questo modo è possibile rappresentare correttamente la fase di propagazione dei leader anche con fronti dell'onda di tensione dell'ordine del μs, senza dover ridurre eccessivamente la durata del passo di calcolo. Durante la fase di propagazione degli streamer il Type-94 simula la capacità equivalente della catena di isolatori riportata in Tabella 3.2, mentre durante la fase di propagazione dei leader viene simulata una resistenza non lineare attraversata dalla corrente di pre-scarica, secondo la (3.11). Infine, durante la fase di scarica in aria il Type-94 simula una resistenza di valore costante pari a 1 Ω [27]. Il Type-94 si interfaccia con il resto del circuito come illustrato in Figura 3.13.

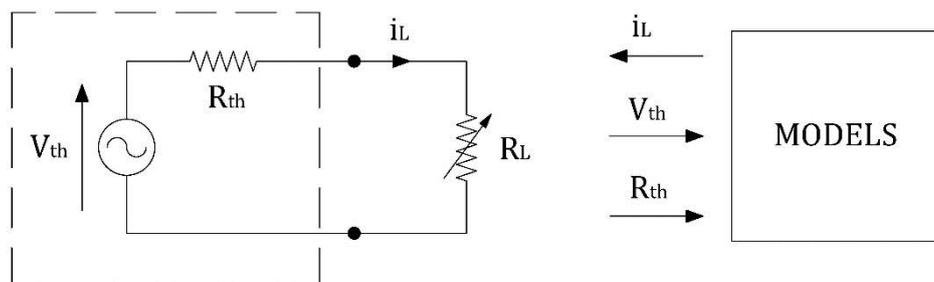


Figura 3.13: *MODELS del tipo Thevenin Type-94 per la simulazione del leader progression model.*

Inizialmente la tensione $u(t)$ applicata alla catena di isolatori coincide con V_{th} , dal momento che la corrente che attraversa il circuito è trascurabile. Durante la fase della propagazione dei leader la corrente di pre-scarica viene calcolata risolvendo simultaneamente le seguenti equazioni:

$$\begin{aligned}
 v &= V_{th} - R_{th} \cdot i_L \\
 i_L &= \frac{v}{R_L}
 \end{aligned}
 \tag{3.13}$$

avendo indicato con V_{th} e R_{th} , rispettivamente, la tensione e la resistenza del circuito equivalente di Thevenin visto dal MODELS. La Figura 3.14 mostra un esempio di caratteristiche di sviluppo dei leader con relativa corrente di pre-scarica, calcolate per un'onda di tensione normalizzata 1,2-50 μs (polarità positiva) e una distanza di isolamento in aria pari a 1,15 m. Quando i leader di polarità opposta si incontrano a metà della distanza interelettrica, la corrente di pre-scarica aumenta bruscamente ed avviene la scarica.

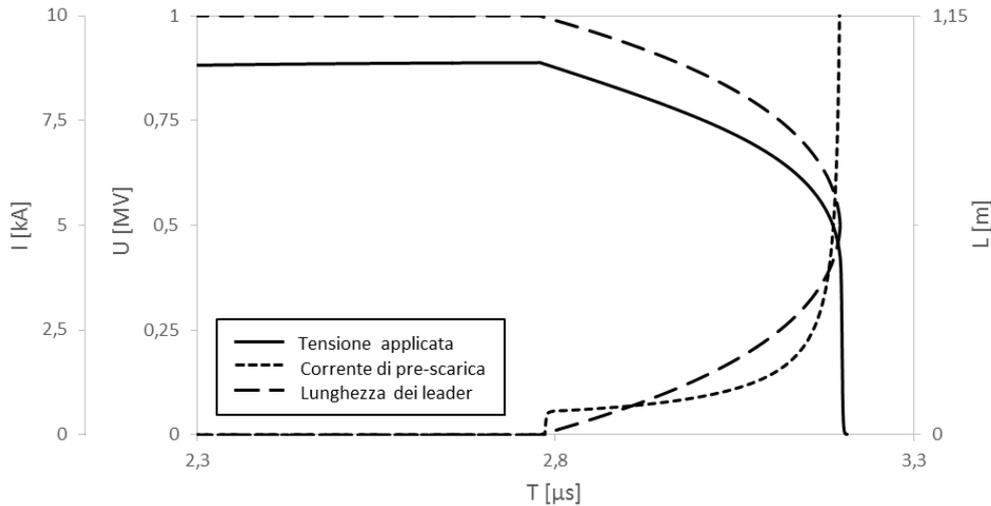


Figura 3.14: Esempio di caratteristiche di sviluppo dei leader per catena di isolatori con distanza di isolamento in aria pari a 1,15 m, onda normalizzata 1,2-50 μs , polarità positiva.

Qualora nello stesso circuito siano presenti altri componenti non lineari, quali ad esempio scaricatori di sovratensione o altri armamenti di amarro e sospensione, sarà necessario utilizzare un MODELS del tipo Iterated Type-94 in luogo del tipo Thevenin Type-94. In alternativa, è possibile impiegare un MODELS convenzionale in luogo di un MODELS del tipo Type-94, trascurando in questo caso la corrente di pre-scarica nel modello di Motoyama. Nel modello semplificato in Figura 3.15 la catena di isolatori viene rappresentata con un interruttore ideale in serie ad una resistenza da 1 Ω ; l'interruttore viene chiuso quando la lunghezza media dei leader \bar{x}_l è pari a $D/2$, cortocircuitando così la capacità degli isolatori cappa e perno. Questa semplificazione è accettabile in quanto la corrente di pre-scarica non influenza in modo significativo il valore della corrente di fulmine critica delle linee elettriche aeree¹⁸.

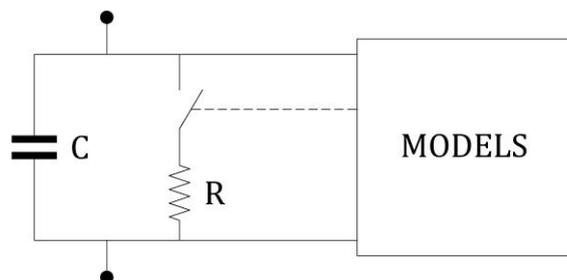


Figura 3.15: Modello semplificato della catena di isolatori, che trascura la corrente di pre-scarica.

¹⁸ Il tasso di guasto per scarica di ritorno (BFR) dipende dalla corrente di fulmine critica della linea I_c , ovvero il valore della corrente di fulmine al disopra del quale si ha la scarica di ritorno sulle catene di isolatori. Si veda il Capitolo 4, paragrafo 4.5.

L'individuazione di tutti i parametri del modello di Motoyama a partire dalle prove sperimentali sulle catene di isolatori, richiede necessariamente un approccio di tipo iterativo. Ciascun parametro esercita un'influenza dominante su una caratteristica particolare della curva "tensione applicata - tempo di scarica", e un'influenza minore sull'andamento complessivo della curva stessa [26]. Come illustrato in Figura 3.16, i parametri k_1 e k_2 modificano principalmente il valore della tensione di scarica per tempi lunghi, mentre i parametri k_A e k_B consentono di traslare orizzontalmente la parte verticale della curva, modificando la tensione di scarica per tempi brevi. Infine, il parametro k_0 modifica la pendenza del tratto verticale della curva, nonché il valore della tensione di scarica per tempi lunghi, essendo legato alla corrente di pre-scarica che attraversa il circuito.

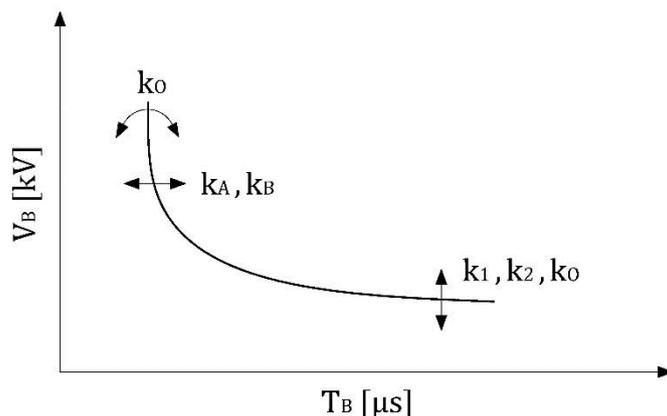


Figura 3.16: Influenza dei parametri del modello di Motoyama sulla curva "tensione applicata - tempo di scarica".

La Figura 3.17 pone a confronto le coppie di valori "tensione applicata - tempo di scarica" per onda di tensione normalizzata 1,2-50 μ s, polarità positiva, ricavate sperimentalmente per una catena di isolatori con distanza di isolamento in aria pari a 3,36 m [24], con la curva ottenuta dal modello di Motoyama implementato in ATP-EMTP.

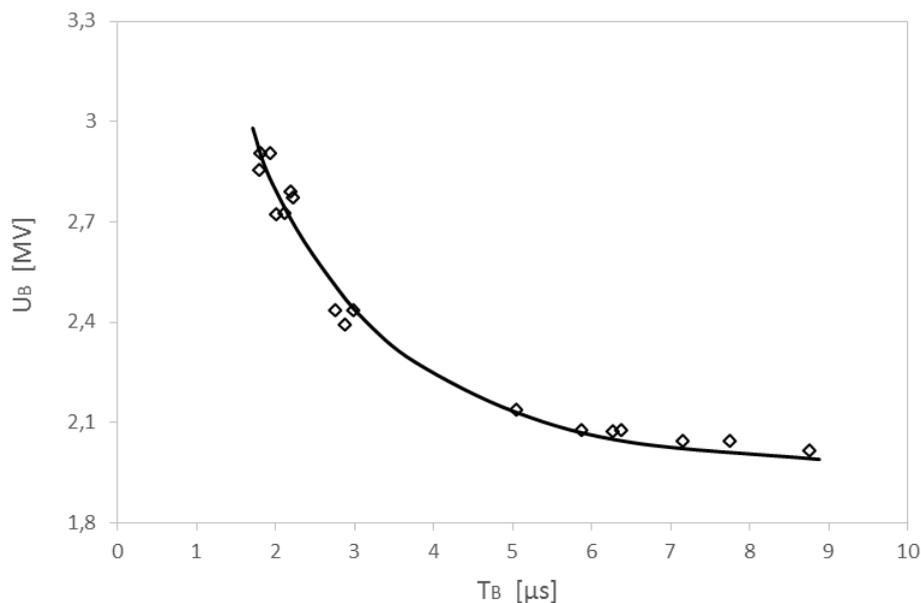


Figura 3.17: Curva "tensione applicata - tempo di scarica" per onda normalizzata 1,2-50 μ s, polarità positiva, catene di isolatori di linea con distanza interelettrica $D = 3,36$ m.

La Figura 3.18 riporta la possibile curva “tensione applicata – tempo di scarica” di una catena di isolatori di linea per i livelli di tensione 132-150 kV, per onda normalizzata 1,2-50 μs , polarità positiva, ottenuta riducendo la distanza di isolamento in aria da 3,36 m a 1,15 m.

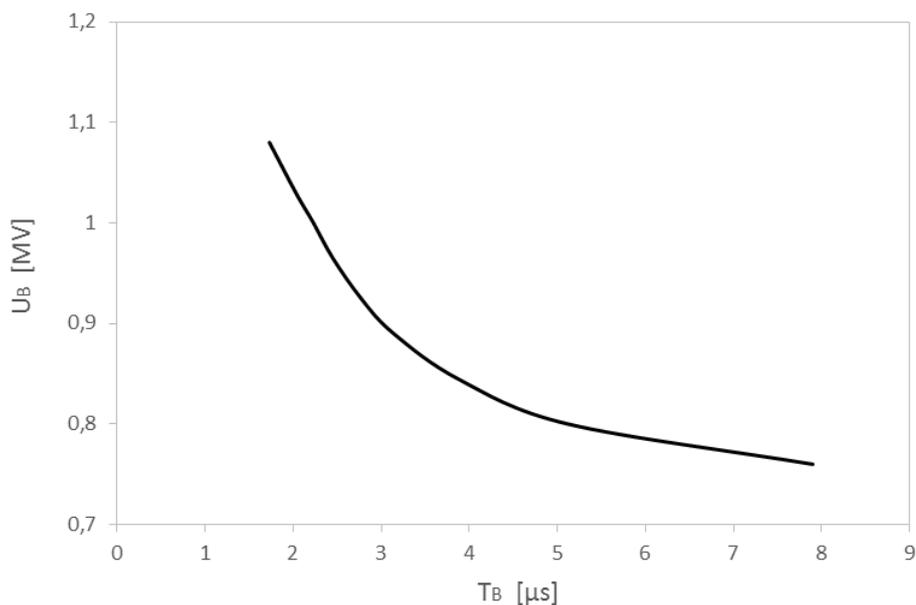


Figura 3.18: Curva “tensione applicata – tempo di scarica” per onda normalizzata 1,2-50 μs , polarità positiva, catene di isolatori di linea con distanza interelettrodica $D = 1,15$ m.

Le curve in Figura 3.17 e 3.18 sono state ricavate utilizzando i parametri riportati in Tabella 3.5 [28].

Tabella 3.5: Parametri del modello di Motoyama per catene di isolatori di linea, polarità positiva

D [m]	k_1 [kV/m]	k_2 [kV]	k_A [m^2/Vs]	k_B [m^2/Vs]	E_0 [kV/m]	k_0 [$\mu\text{C}/\text{m}$]
1,15	430	190	2,9	2,9	580	500
3,36						

I parametri in Tabella 3.5 potrebbero essere ulteriormente affinati effettuando il rilievo delle curve “tensione applicata – tempo di scarica” per onde di tensione normalizzate, direttamente su armamenti unificati Terna per i livelli di tensione 132-150 kV; in particolare, le prove di laboratorio consentirebbero di determinare l’effettivo valore della costante k_0 per una distanza di isolamento in aria pari a 1,15 m¹⁹. Di conseguenza, in assenza di dati sperimentali ricavati da prove di laboratorio, per la modellazione degli armamenti unificati 132-150 kV si raccomanda l’utilizzo del modello semplificato della catena di isolatori in Figura 3.15, che trascura la corrente di pre-scarica.

¹⁹ La costante k_0 dipende, tra le altre cose, dalla geometria degli elettrodi e dalla distanza interelettrodica.

La Figura 3.19 pone a confronto le coppie di valori “tensione applicata – tempo di scarica” per onda di tensione normalizzata 1,2-50 μs , polarità negativa, ricavate sperimentalmente per una catena di isolatori con distanza di isolamento in aria pari a 3,36 m [24], con la curva ottenuta dal modello di Motoyama implementato in ATP-EMTP.

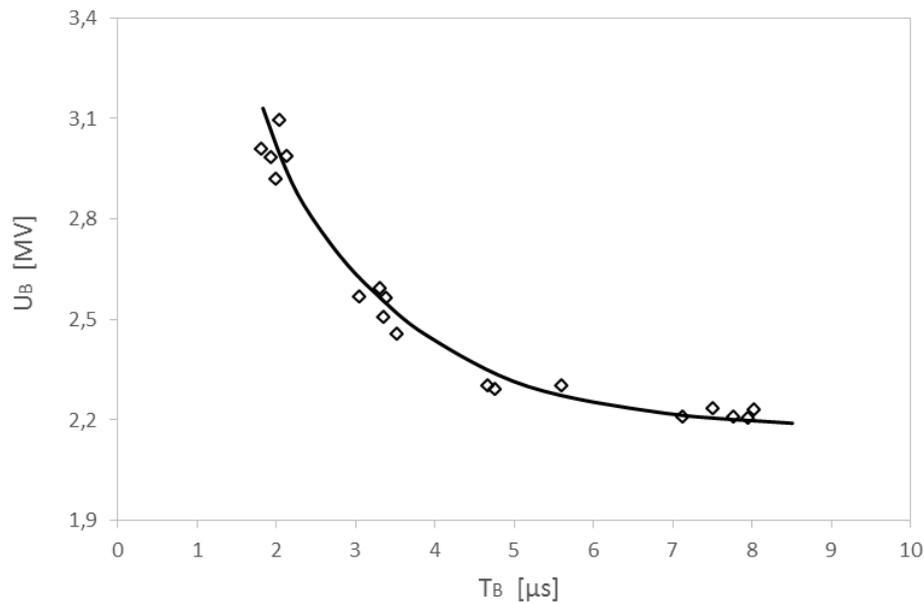


Figura 3.19: Curva “tensione applicata – tempo di scarica” per onda normalizzata 1,2-50 μs , polarità negativa, catene di isolatori di linea con distanza interelettrodica $D = 3,36$ m.

La Figura 3.20 riporta la possibile curva “tensione applicata – tempo di scarica” di una catena di isolatori di linea per i livelli di tensione 132-150 kV, per onda normalizzata 1,2-50 μs , polarità negativa, ottenuta riducendo la distanza di isolamento in aria da 3,36 m a 1,15 m.

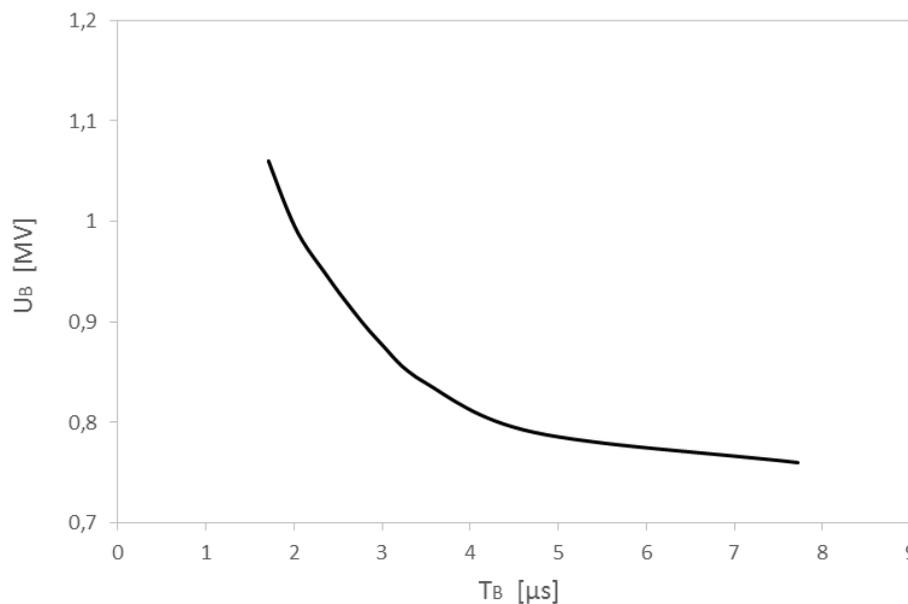


Figura 3.20: Curva “tensione applicata – tempo di scarica” per onda normalizzata 1,2-50 μs , polarità negativa, catene di isolatori di linea con distanza interelettrodica $D = 1,15$ m.

Le curve in Figura 3.19 e 3.20 sono state ricavate utilizzando i parametri riportati in Tabella 3.6 [28].

Tabella 3.6: Parametri del modello di Motoyama per catene di isolatori di linea, polarità negativa

D [m]	k_1 [kV/m]	k_2 [kV]	k_A [m ² /Vs]	k_B [m ² /Vs]	E_0 [kV/m]	k_0 [μC/m]
1,15	490	90	2,5	2,5	640	500
3,36						

L'armamento per amarro al palo gatto di stazione presenta corna spinterometriche in luogo dei dispositivi di guardia a racchetta installati sulle catene di isolatori di linea, come mostrato in Tabella 3.1.

La geometria delle corna spinterometriche deve garantire che la tensione di scarica 50% a impulso di manovra di polarità positiva sia, per quanto possibile, uguale alla tensione di scarica 50% a impulso di manovra di polarità negativa, in quanto le sovratensioni di manovra sulla rete sono per il 50% di polarità positiva e per il 50% di polarità negativa. Inoltre, la geometria delle corna spinterometriche deve garantire una tensione di scarica 50% a impulso atmosferico minore di quella di linea, dovendo queste essere coordinate con il livello di tenuta delle apparecchiature dello stallo linea da proteggere, senza tuttavia ridurre la capacità di tenuta a sovratensione di manovra della linea. Di conseguenza, è fondamentale avere un rapporto tra la tensione di scarica 50% a impulso atmosferico e la tensione di scarica 50% a impulso di manovra prossimo a uno. Uno spinterometro che soddisfa le condizioni su esposte può essere ottenuto con elettrodi asta-conduttore come quelli mostrati in Tabella 3.1, i quali presentano un buon comportamento alle sovratensioni di manovra con distanze interelettrodiche ridotte²⁰ [7, 29].

Occorre precisare che, nonostante la tenuta a impulso atmosferico degli spinterometri in arrivo linea sia minore di quella degli isolamenti di linea, tuttavia la loro presenza non peggiora il comportamento al fulmine della linea. Infatti, causa attenuazione, gli effetti di una fulminazione sono limitati a un tratto di linea relativamente modesto attorno al punto di fulminazione, contrariamente alle sovratensioni di manovra che sollecitano, invece, tutta la linea; di conseguenza, lo spinterometro può peggiorare il comportamento al fulmine della linea solo in prossimità della stazione. Inoltre, la presenza di trasformatori capacitivi in arrivo linea²¹, di altre linee aeree afferenti alla stessa stazione e di scaricatori di sovratensione a protezione del macchinario, contribuisce a ridurre in modo significativo l'ampiezza delle sovratensioni incidenti al terminale di linea e quindi il numero di interventi intempestivi delle corna spinterometriche.

²⁰ Uno spinterometro asta-asta presenta un fattore di distanza spinterometrica (gap factor) per la scarica fase-terra all'impulso di manovra pari a $k_g = 1,3$, che aumenta a $k_g = 1,9$ per uno spinterometro asta-conduttore.

²¹ Si veda il Capitolo 5, paragrafo 5.3.1.

In [24] sono riportate le coppie di valori “tensione applicata – tempo di scarica” ricavate sperimentalmente per gli armamenti di amarro al palo gatto di stazione unificati Terna.

La Figura 3.21 pone a confronto le coppie di valori “tensione applicata – tempo di scarica” per onda di tensione normalizzata 1,2-50 μs , polarità positiva, ricavate sperimentalmente per un armamento di amarro 132 kV con distanza di isolamento in aria pari a 0,65 m [24], con la curva ottenuta dal modello di Motoyama implementato in ATP-EMTP. Non essendo disponibili misure sperimentali per gli armamenti di amarro 150 kV, la possibile curva “tensione applicata – tempo di scarica” per onda normalizzata 1,2-50 μs , polarità positiva, viene ottenuta aumentando la distanza di isolamento in aria da 0,65 m a 0,8 m e mantenendo inalterati tutti gli altri parametri del modello. D’altra parte, sui livelli di tensione 132 e 150 kV si utilizza il medesimo armamento di amarro al palo gatto, regolando in modo opportuno la distanza spinterometrica.

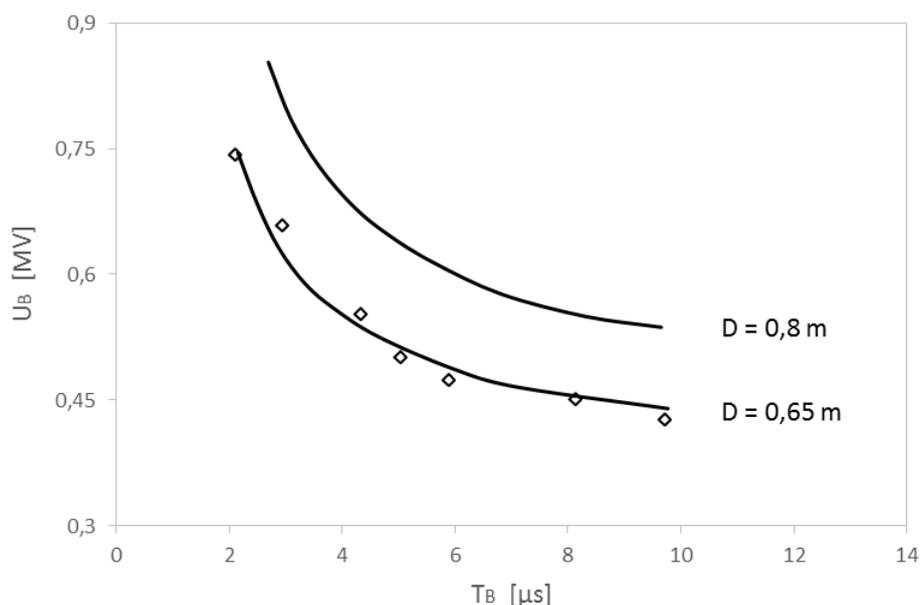


Figura 3.21: Curve “tensione applicata – tempo di scarica” per onda normalizzata 1,2-50 μs , polarità positiva, per catene di amarro al portale di stazione.

Le curve in Figura 3.21 sono state ricavate utilizzando i parametri riportati in Tabella 3.7.

Tabella 3.7: Parametri del modello di Motoyama per spinterometri in arrivo linea, polarità positiva

D [m]	k_1 [kV/m]	k_2 [kV]	k_A [m^2/Vs]	k_B [m^2/Vs]	E_0 [kV/m]	k_0 [$\mu\text{C}/\text{m}$]
0,65	430	100	0,2	0,2	580	500
0,8						

La Figura 3.22 pone a confronto le coppie di valori “tensione applicata – tempo di scarica” per onda di tensione normalizzata 1,2-50 μs , polarità negativa, ricavate sperimentalmente per un armamento di amarro 132 kV con distanza di isolamento in aria pari a 0,65 m [24], con la curva ottenuta dal modello di Motoyama implementato in ATP-EMTP. Non essendo disponibili misure sperimentali per gli armamenti di amarro 150 kV, la possibile curva “tensione applicata – tempo di scarica” per onda normalizzata 1,2-50 μs , polarità negativa, viene ottenuta aumentando la distanza di isolamento in aria da 0,65 m a 0,8 m e mantenendo inalterati tutti gli altri parametri del modello.

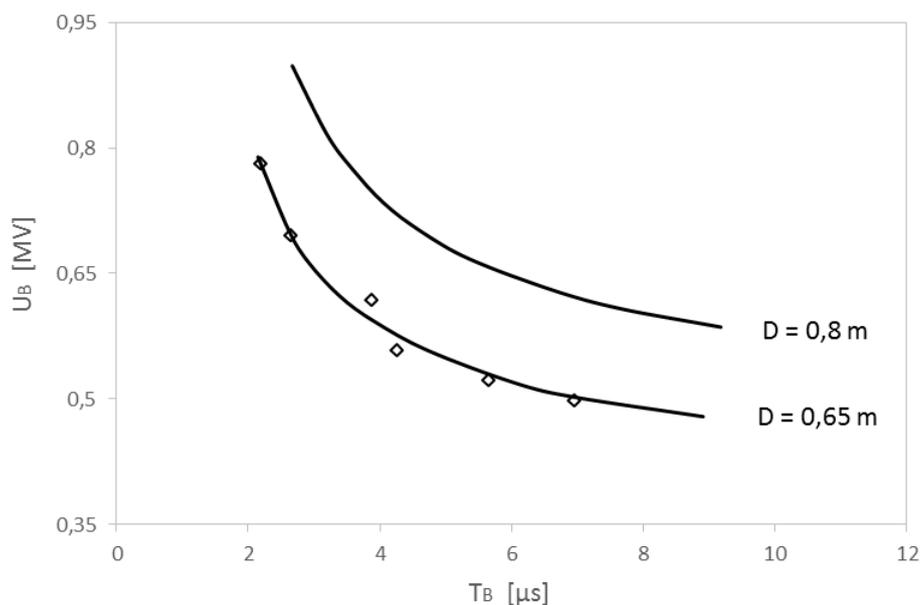


Figura 3.22: Curve “tensione applicata – tempo di scarica” per onda normalizzata 1,2-50 μs , polarità negativa, per catene di amarro al portale di stazione.

Le curve in Figura 3.22 sono state ricavate utilizzando i parametri riportati in Tabella 3.8.

Tabella 3.8: Parametri del modello di Motoyama per spinterometri in arrivo linea, polarità negativa

D [m]	k_1 [kV/m]	k_2 [kV]	k_A [m ² /Vs]	k_B [m ² /Vs]	E_0 [kV/m]	k_0 [$\mu\text{C}/\text{m}$]
0,65	490	90	0,2	0,2	640	500
0,8						

Come per le tensioni di scarica 50% a impulso di manovra, anche la tensione di scarica 50% a impulso atmosferico di polarità positiva è sostanzialmente uguale alla tensione di scarica 50% a impulso atmosferico di polarità negativa, e comunque inferiore a quella degli isolamenti di linea. Inoltre, dal confronto tra le curve “tensione applicata – tempo di scarica” delle catene di isolatori di linea e delle catene di amarro al palo gatto, si osserva che quest’ultime appaiono schiacciate e con un tratto verticale meno pronunciato rispetto alle curve delle catene di isolatori di linea; questo comportamento è legato alla maggiore uniformità del campo elettrico, dovuta alla ridotta distanza interelettrodica e alla maggiore distanza delle corna spinterometriche dalle catene di isolatori.

Negli stalli linea con scaricatori gli armamenti per amarro al palo gatto non prevedono corna spinterometriche, in quanto la protezione delle apparecchiature dello stallo linea in caso di interruttore aperto è garantita dallo scaricatore di sovratensione ad ossidi metallici in ingresso linea²². In questo caso, l'armamento di amarro al portale di stazione è costituito da una semplice catena doppia di isolatori, la cui capacità equivalente è riportata in Tabella 3.2. Non è necessario rappresentare il modello di scarica in aria dell'armamento, in quanto lo scaricatore provvede a limitare l'ampiezza delle sovratensioni incidenti al disotto del livello di tenuta delle catene di isolatori.

²² Si veda il Capitolo 7, paragrafo 7.1.

3.5 Bibliografia

- [1] J.M. George, S. Prat, S. Tartier, and Z. Lodi, Electrical characteristics and properties of a stub (damaged toughened glass insulator), in 18th International Symposium on High Voltage Engineering, pp. 25-30, August 2013.
- [2] Terna, Linea a 132-150 kV – Armamento per amarro semplice del conduttore ACSR \varnothing 22,8, Specifica di componente LM101.
- [3] Terna, Linea a 132-150 kV – Armamento per amarro semplice del conduttore ACSR \varnothing 31,5, Specifica di componente LM111.
- [4] Terna, Linea a 132-150 kV – Armamento per sospensione semplice del conduttore ACSR \varnothing 22,8, Specifica di componente LM1.
- [5] Terna, Linea a 132-150 kV – Armamento per sospensione semplice del conduttore ACSR \varnothing 31,5, Specifica di componente LM1.
- [6] Terna, Armamenti 132-150 kV per amarro doppio con spinterometro – Isolatori in vetro – Isolamento antisale, Specifica di componente LM1164.
- [7] CESI, Coordinamento dell'isolamento nei sistemi elettrici di trasmissione, Volume 4: Applicazioni a linee e stazioni AT dell'ENEL, 1993.
- [8] Terna, Armamenti 132-150 kV per richiamo calata con contrappeso, Specifica di componente LM1176.
- [9] Terna, Armamenti 132-150 kV per supporto conduttore AAC \varnothing 36 su sostegno portale per cabine primarie e stazioni, Specifica di componente LM1183.
- [10] A. Paolucci, Lezioni di impianti elettrici, Cleup, 1997.
- [11] M. Darveniza, F. Popolansky, and E.R. Whitehead, Lightning protection of UHV lines, *Electra* No. 41, 39-69, July 1975.
- [12] A simplified method for estimating lightning performance of transmission lines, *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, Volume: PAS-104, Issue: 4, 918-932, July 1985.
- [13] Estimating lightning performance of transmission lines. II. Updates to analytical models, *IEEE Transactions on Power Delivery*, Volume: 8, Issue: 3, 1254-1267, July 1993.
- [14] R.L. Witzke, and T.J. Bliss, Surge protection of cable-connected equipment, *Transactions of the American Institute of Electrical Engineers*, Volume: 69, Issue: 1, 527-542, January 1950.
- [15] R. L. Witzke, and T. J. Bliss, Co-ordination of lightning arrester location with transformer insulation level, *Transactions of the American Institute of Electrical Engineers*, Volume: 69, Issue: 2, 964-975, January 1950.
- [16] M. Darveniza, and A.E. Vlastos, The generalized integration method for predicting impulse volt-time characteristics for non-standard wave shapes-a theoretical basis, *IEEE Transactions on Electrical Insulation*, Volume: 23, Issue: 3, 373-381, June 1988.
- [17] D. Kind, Die aufbaufläche bei stoßbeanspruchung technischer elektrodenanordnungen in luft, *ETZ-A*, Vol. 79, pp. 65-69, 1958.
- [18] G. Baldo, *Tecnica delle alte tensioni*, CLEUP, 2004.
- [19] CIGRE Working Group 33.01, Guide to procedures for estimating the lightning performance of transmission lines, Technical Brochure No. 63, October 1991.
- [20] CIGRE Working Group 33.02, Guidelines for representation of network elements when calculating transients, Technical Brochure No. 39, 1990.

- [21] CIGRE Working Group 33.0, Guidelines for the evaluation of the dielectric strength of external insulation, Technical Brochure No. 72, 1992.
- [22] IEEE Task Force on Fast Front Transients, Modeling guidelines for fast front transients, *IEEE Transactions on Power Delivery*, Volume: 11, Issue: 1, 493-506, January 1996.
- [23] IEC TR 60071-4, Computational guide to insulation co-ordination and modelling of electrical networks, June 2004.
- [24] A. Pignini, G. Rizzi, E. Garbagnati, A. Porrino, G. Baldo, and G. Pesavento, Performance of large air gaps under lightning overvoltages: experimental study and analysis of accuracy predetermination methods, *IEEE Transactions on Power Delivery*, Volume: 4, Issue: 2, 1379-1392, April 1989.
- [25] H. Motoyama, Experimental study and analysis of breakdown characteristics of long air gaps with short tail lightning impulse, *IEEE Transactions on Power Delivery*, Volume: 11, Issue: 2, 972-979, April 1996.
- [26] F. Koehler, J. Swingler, and V. Peesapati, Breakdown process experiments of cap-and-pin insulators and their EMT leader-progression model implementation, *IET Generation, Transmission and Distribution*, Volume: 12, Issue: 2, 448-454, Sept 2017.
- [27] M. Fernandes, M.T. Correia de Barros, and M.E. Almeida, Statistical study of the lightning overvoltages at a gas insulated station transformer, Proceedings IPST 1995 (International Conference on Power System Transients), Lisbon, September 1995.
- [28] Xi Wang, Zhanqing Yu, and Jinliang He, Breakdown process experiments of 110 to 500 kV insulator strings under short tail lightning impulse, *IEEE Transactions on Power Delivery*, Volume: 29, Issue: 5, 2394-2401, October 2014.
- [29] ENEL Direzione Studi e Ricerche, Corso di aggiornamento sulla tecnica delle alte tensioni, Fascicolo VI: Il coordinamento degli isolamenti negli impianti A.T., Bressanone, 7-12 settembre 1970.

4. Sostegni delle linee elettriche aeree 132-150 kV

Nel presente capitolo vengono descritti criticamente i principali modelli disponibili in letteratura per la rappresentazione dei fenomeni di propagazione dei transitori elettromagnetici lungo i sostegni delle linee elettriche aeree 132-150 kV, e vengono forniti tutti i parametri elettrici e dimensionali per la corretta modellazione degli stessi. I modelli analizzati consentono la corretta rappresentazione dei sostegni nell'intervallo di frequenze di interesse per lo studio delle sovratensioni di origine atmosferica¹.

4.1 Sostegni unificati Terna per linee elettriche aeree 132-150 kV

I conduttori di energia trasmettono ai sostegni delle linee elettriche aeree azioni longitudinali, verticali e trasversali.

Le azioni longitudinali dipendono dalle eventuali differenze di tiro tra le due campate adiacenti al sostegno.

Le azioni verticali sono dovute al peso dei conduttori e dipendono dalla costante almetrica del sostegno, definita come:

$$K = \frac{h_1}{a_1} + \frac{h_2}{a_2} \quad (4.1)$$

Con riferimento alla Figura 4.1-a, per due campate consecutive a livello, la costante almetrica del sostegno centrale (B) è pari a zero; al contrario, per due campate consecutive a dislivello, la costante almetrica del sostegno centrale (B) dipende dal dislivello di quest'ultimo rispetto ai sostegni adiacenti e può assumere sia valori positivi che negativi.

Le azioni trasversali sono dovute al tiro orizzontale dei conduttori e dipendono dall'angolo di deviazione della linea δ , mostrato in Figura 4.1-b. Se il sostegno considerato è in rettifilo ($\delta = 0$) lo sforzo orizzontale trasmesso al sostegno è nullo; in tal caso sul sostegno agisce solo lo sforzo verticale. Se il sostegno considerato non è in rettifilo, ma la linea in tale punto presenta un angolo di deviazione $\delta \neq 0$, i conduttori trasmettono al sostegno uno sforzo orizzontale che dipende dall'angolo di deviazione della linea stessa.

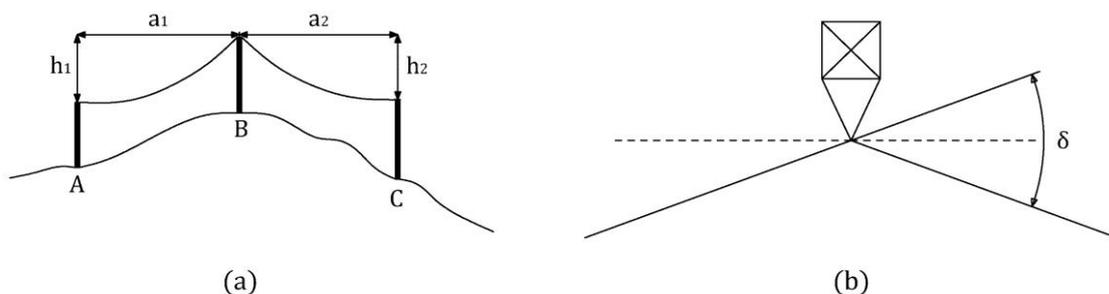


Figura 4.1: (a) Campate a dislivello. (b) Angolo di deviazione della linea.

¹ Tipicamente 20 kHz ÷ 1 MHz.

La serie a semplice terna dei sostegni unificati Terna 132-150 kV prevede sette tipologie di sostegni, cinque in sospensione e due di amarro. Le tipologie di sostegni differiscono tra loro per le prestazioni meccaniche, dette anche utilizzazioni, ovvero le coppie $\delta - C_m$ per il campo di utilizzazione trasversale e le coppie $K - C_m$ per il campo di utilizzazione verticale, con C_m campata media della linea. Le prestazioni nominali dei sostegni delle linee elettriche aeree 132-150 kV a semplice terna sono riportate in Tabella 4.1 e sono definite per una campata media pari a $C_m = 350$ m.

Tabella 4.1: Utilizzazioni dei sostegni di amarro e sospensione per i livelli di tensione 132-150 kV

	Tipo	Angolo di deviazione δ [°]	Costante altimetrica K	Campata media C_m [m]
Sostegni per sospensione	Leggero (L)	0	0	350
	Medio (M)	8	0,18	350
	Normale (N)	4	0,15	350
	Pesante (P)	16	0,24	350
	Vertice (V)	32	0,36	350
Sostegni di amarro	Capolinea (C)	60	0,24	350
	Eccezionale (E)	90	0,36	350

Con riferimento alla Figura 4.2, i sostegni delle linee elettriche aeree 132-150 kV si compongono delle seguenti parti principali: cimino, mensole, parte comune, tronco, base, piedi.

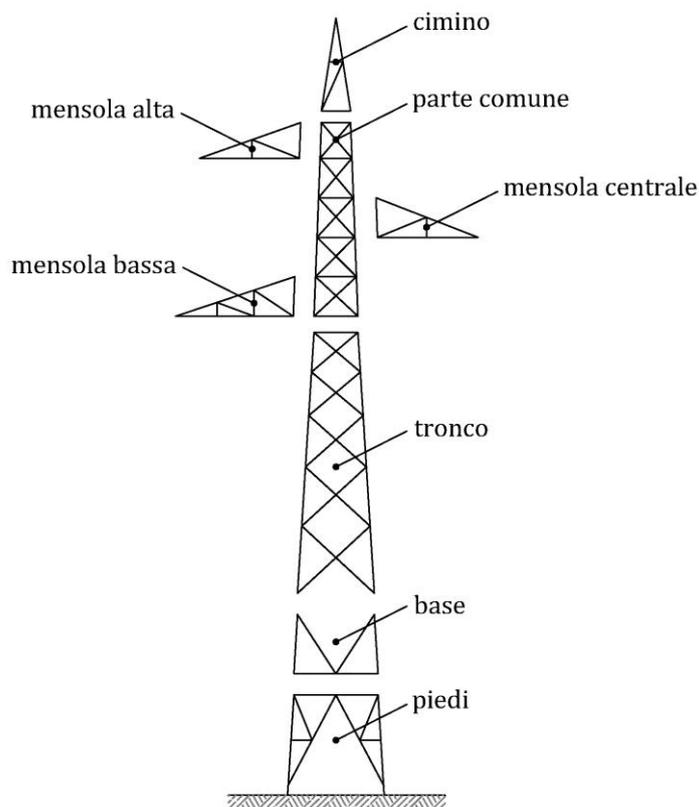


Figura 4.2: Parti principali dei sostegni unificati Terna 132-150 kV.

Per ciascuna tipologia di sostegni riportata in Tabella 4.1 è disponibile una serie di tronchi componibili a seconda dell'altezza utile richiesta², che può essere compresa tra 9 e 30 metri. Le linee a semplice terna con conduttori ACSR Ø31,5 mm a tiro ridotto utilizzano le medesime tipologie di sostegni delle linee con conduttori ACSR Ø22,8 mm a tiro pieno, ma presentano un'altezza utile maggiore al fine di garantire il rispetto dei franchi minimi da terra a metà campata. Dal momento che il tronco del sostegno è rastremato verso l'alto, è disponibile, inoltre, una serie di basi di larghezza crescente all'aumentare dell'altezza utile, che consente di adattare il tronco ai piedi del sostegno. Nella parte superiore, invece, il tronco è connesso alla parte comune alla quale vengono ancorate le mensole; sono previste le seguenti tipologie di gruppi mensole:

- tipo A, per sostegni L, N, M
- tipo B, per sostegni P, V
- tipo D, per sostegni C, E

I gruppi mensole di tipo A e B si suddividono a loro volta in gruppi per campate normali, con passo tra le mensole sovrapposte pari a 4 m, e gruppi per grandi campate, con passo tra le mensole sovrapposte maggiorato, pari a 4,70 m. I gruppi mensole di tipo D si suddividono in gruppi a pianta triangolare, con angolo di deviazione δ minore o uguale a 60° , e gruppi a pianta rettangolare, con angolo di deviazione δ maggiore di 60° . Per entrambe le soluzioni è prevista l'alternativa tra campata normale e grande campata.

Il tratto terminale di una linea afferente alla stazione è normalmente in rettilineo, con angoli di deviazione minimi tra campate consecutive. Inoltre, le stazioni elettriche sono normalmente realizzate in luoghi pianeggianti e facilmente accessibili. Di conseguenza, per rappresentare le ultime campate di linea vengono prese in considerazione le seguenti tipologie di sostegni unificati Terna:

- sostegno per sospensione di tipo normale (N), con gruppo mensola di tipo A per campate normali
- sostegno di amarro di tipo capolinea (C), con gruppo mensola di tipo D a pianta triangolare per campate normali

La Figura 4.3 mostra i sostegni per sospensione di tipo N e i sostegni di amarro di tipo C con altezza utile pari a 18 m, per conduttori ACSR Ø22,8 mm a tiro pieno [1-5, 7, 8, 9-12, 14, 15].

La Figura 4.4 mostra i sostegni per sospensione di tipo N e i sostegni di amarro di tipo C con altezza utile pari a 21 m, per conduttori ACSR Ø31,5 mm a tiro ridotto [1-15]. Rispetto ai sostegni con altezza utile pari a 18 m, i sostegni con altezza utile pari a 21 m presentano un tronco più lungo e una base più larga, mentre le restanti parti del sostegno restano invariate.

² L'altezza utile è la distanza tra il conduttore più basso di una linea aerea e il piano di campagna. Nei sostegni di amarro viene misurata dal piano inferiore della mensola più bassa, mentre nei sostegni per sospensione viene misurata dall'estremità inferiore della catena di isolatori.

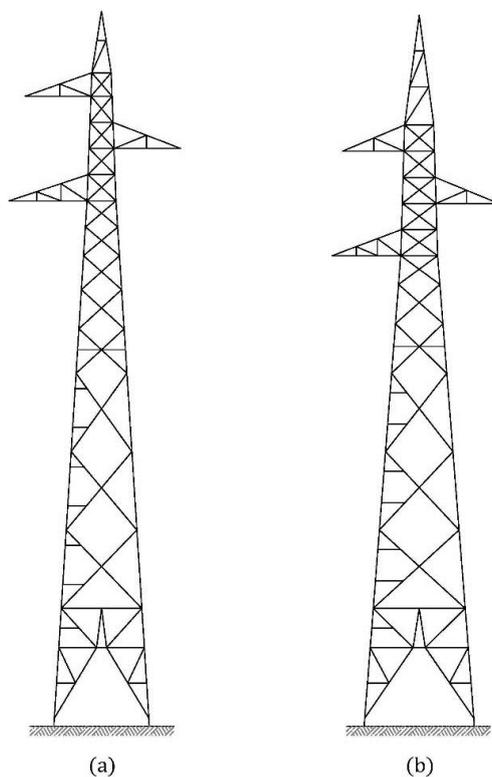


Figura 4.3: Sostegni di linea per i livelli di tensione 132-150 kV, altezza utile pari a 18 m.
 (a) Tipo normale, N. (b) Tipo capolinea, C.

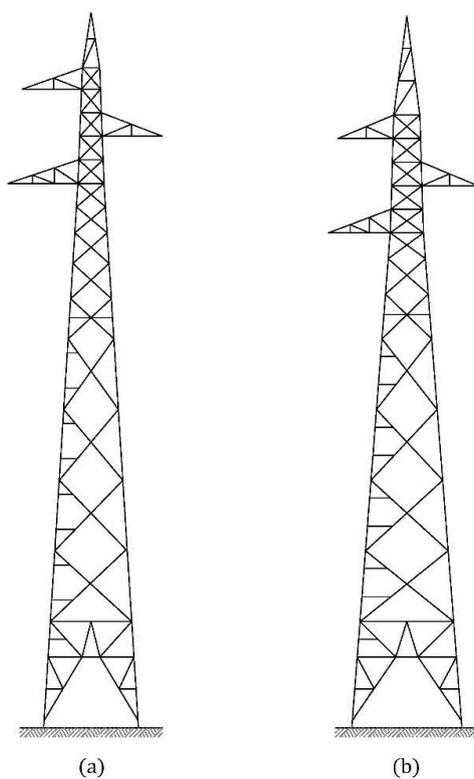


Figura 4.4: Sostegni di linea per i livelli di tensione 132-150 kV, altezza utile pari a 21 m.
 (a) Tipo normale, N. (b) Tipo capolinea, C.

Sui livelli di tensione 132-150 kV, il portale di stazione è realizzato mediante un sostegno speciale detto “palo gatto”. Il palo gatto viene utilizzato sia con conduttori ACSR Ø22,8 mm a tiro pieno che con conduttori ACSR Ø31,5 mm a tiro ridotto. Le ipotesi di calcolo delle sollecitazioni del conduttore sono le medesime dei sostegni di amarro e sospensione. La prestazione nominale del palo gatto è definita per una campata media pari a $C_m = 350 m$, come per i sostegni di linea.

Come illustrato in Tabella 4.2, il palo gatto può essere impiegato sia con testa montata in posizione normale sul tronco, sia con testa montata in posizione ruotata rispetto al tronco di $22^\circ 30'$ in senso antiorario (tipo A) ovvero in senso orario (tipo B). Nel seguito si farà riferimento ad un palo gatto per ingresso normale a 0° . A differenza dei sostegni di amarro e sospensione, il palo gatto presenta valori di altezza utile unificati compresi tra 9 e 18 m, pertanto la campata tra il sostegno capolinea e il palo gatto è in generale una campata a dislivello. In particolare, lo stallo linea unificato Terna per i livelli di tensione 132-150 kV prevede un'altezza utile del palo gatto pari a 15 m.

Tabella 4.2: Utilizzazioni del palo gatto per i livelli di tensione 132-150 kV

	Tipo	Angolo di deviazione δ [°]	Costante altimetrica K	Campata media C_m [m]
Palo gatto	Ingresso normale a 0°	25	0,30	350
	Ingresso tipo A ($22^\circ 30'$)	$47^\circ 30'$	0,30	350
	Ingresso tipo B ($22^\circ 30'$)	$47^\circ 30'$	0,30	350

La Figura 4.5 mostra il palo gatto con ingresso normale a 0° e altezza utile pari a 15 m [16-22].

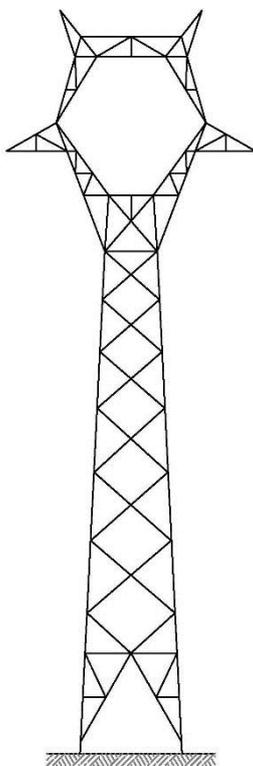


Figura 4.5: Palo gatto con ingresso normale a 0° , altezza utile pari a 15 m.

4.2 Modelli dei sostegni delle linee elettriche aeree

L'impedenza d'onda dei sostegni è un parametro importante negli studi di coordinamento dell'isolamento dei sistemi elettrici. Quando un fulmine colpisce un sostegno o le funi di guardia di una linea elettrica aerea, lungo la struttura del sostegno si propagano onde di tensione che viaggiano ad una velocità prossima a quella della luce e sono soggette a riflessioni multiple a causa della differenza tra l'impedenza d'onda del sostegno, l'impedenza transitoria del dispersore di terra e l'impedenza caratteristica delle funi di guardia. In queste condizioni, si ha un aumento del potenziale rispetto a terra alla sommità del sostegno e quindi della tensione ai capi delle catene di isolatori; se quest'ultima eccede la U_{50}^3 dell'isolamento, si hanno scariche di ritorno (back-flashover) ai capi di una o più catene di isolatori, che determinano un guasto a terra della linea.

Numerosi modelli sono disponibili in letteratura [23] per determinare l'impedenza d'onda di un sostegno, che possono essere raggruppati in due principali categorie:

- modelli elettromagnetici
- modelli analitici

I modelli elettromagnetici sono basati sull'impiego di metodi numerici per la soluzione delle equazioni di Maxwell [24-29]. Una volta nota la posizione e l'orientamento di tutti gli elementi strutturali che compongono il sostegno, ovvero montanti e aste di collegamento tra i montanti, nonché le caratteristiche della sorgente di corrente che eccita il sostegno, è possibile calcolare il campo elettromagnetico intorno al sostegno stesso. Tali modelli consentono di calcolare l'impedenza d'onda di qualsiasi tipologia di sostegno e di analizzarne la variazione in funzione dell'altezza da terra. Consentono, inoltre, di modellare gli accoppiamenti mutui tra il sostegno, il canale del fulmine e la linea di trasmissione. Tuttavia, i modelli elettromagnetici presentano una maggiore complessità rispetto ai modelli analitici e sono più onerosi dal punto di vista computazionale; inoltre, non possono essere interfacciati direttamente con ATP-EMTP per effettuare simulazioni nel dominio del tempo.

I modelli analitici sono desunti dalla teoria dei campi elettromagnetici e poi validati attraverso misure sperimentali su sostegni reali o su modelli geometrici degli stessi. L'impedenza d'onda viene calcolata approssimando il sostegno con una combinazione di solidi elementari, quali ad esempio coni e cilindri. Tali modelli consentono di ricavare espressioni analitiche semplificate per il calcolo dell'impedenza d'onda dei sostegni, ma non consentono di rappresentare in modo accurato tutte le loro parti strutturali, quali ad esempio le mensole oppure le aste che collegano tra loro i montanti; inoltre, risultano poco attendibili per geometrie dei sostegni differenti da quelle sulle quali sono stati validati.

³ Tensione a cui corrisponde il 50% di probabilità di scarica per un'onda di tensione normalizzata applicata all'isolamento.

4.3 Modelli analitici

Sebbene i modelli analitici risultino meno accurati dei modelli elettromagnetici, tuttavia, a differenza di quest'ultimi, possono essere direttamente implementati in ATP-EMTP e quindi vengono comunemente impiegati per effettuare simulazioni nel dominio del tempo.

La parte strutturale di un sostegno di una linea elettrica aerea è costituita dalla base, dal tronco e dalla parte comune che sostiene le mensole e i cimini; ciascuna di queste sezioni è costituita a sua volta da quattro montanti verticali collegati tra loro da aste di differente inclinazione. Di conseguenza, il problema della propagazione di un'onda di corrente lungo un sostegno è un problema in quattro dimensioni che coinvolge le onde sferiche.

La corrente non si distribuisce uniformemente in tutti gli elementi strutturali del sostegno; solo una parte trascurabile dell'energia associata alla corrente di fulmine si propaga lungo le aste orizzontali e inclinate che collegano i montanti, mentre la restante parte dell'energia si propaga lungo i montanti verticali del sostegno. Nell'ipotesi semplificativa che le onde di corrente si propagano solo lungo la superficie esterna dei montanti verticali del sostegno⁴, è possibile considerare la propagazione in modo TEM⁵ dominante e rappresentare la struttura verticale del sostegno come una linea di trasmissione uniforme⁶ priva di perdite⁷; si parla in questo caso di modello TL⁸ del sostegno. I modelli TL possono essere direttamente implementati in ATP-EMTP attraverso il modello di linea di Dommel⁹, che richiede in ingresso il valore dell'impedenza d'onda e della velocità di propagazione del sostegno da modellare. Un estremo del modello di Dommel viene poi collegato al modello del dispersore di terra del sostegno¹⁰, che simula l'impedenza transitoria dei contrappesi radiali, mentre l'altro estremo viene collegato alle funi di guardia e al modello di Motoyama¹¹, che simula l'eventuale scarica in aria sulle catene di isolatori.

Nella realtà, il campo elettromagnetico transitorio attorno a un sostegno verticale è differente da quello caratteristico del modo TEM, pertanto la rappresentazione del sostegno come linea di trasmissione uniforme priva di perdite costituisce solo un'approssimazione, specialmente in prossimità del punto di eccitazione [30]. Tale approssimazione viene comunemente accettata nella pratica in quanto la durata del fronte dell'onda di tensione è tipicamente molto maggiore del tempo di propagazione lungo il sostegno, pertanto il tasso di guasto delle linee elettriche aeree dovuto alle scariche di ritorno¹² è influenzato più dal valore dell'impedenza transitoria dei dispersori di terra, che dal valore dell'impedenza d'onda dei sostegni [31].

⁴ Per via dell'effetto pelle in alta frequenza.

⁵ Transverse Electro-Magnetic, ovvero campi elettromagnetici per i quali si ha $E_z = 0$ e $H_z = 0$.

⁶ Nell'ipotesi di trascurare l'inclinazione dei montanti e di considerarli tutti paralleli tra loro; nella realtà, i montanti sono inclinati e quindi la sezione del sostegno non è costante, per cui il sostegno dovrebbe essere rappresentato come una linea di trasmissione non uniforme.

⁷ Una linea di trasmissione priva di perdite non presenta fenomeni di attenuazione e distorsione delle onde viaggianti.

⁸ Transmission Vertical Line Model.

⁹ Si veda il Capitolo 1, paragrafo 1.6.

¹⁰ Si veda il Capitolo 2, paragrafo 2.5.

¹¹ Si veda il Capitolo 3, paragrafo 3.4.

¹² Back-Flashover Rate (BFR).

Dal momento che il campo elettromagnetico intorno a un sostegno non è di tipo TEM, l'impedenza d'onda del sostegno, oltre a dipendere dalla sua geometria, è funzione anche dell'altezza da terra e della forma d'onda della corrente di eccitazione. Si introduce, pertanto, il concetto di impedenza transitoria del sostegno, $z(t)$. In letteratura sono presenti tre differenti definizioni di impedenza transitoria di un sostegno; la prima definizione vede l'impedenza transitoria come il rapporto tra il valore istantaneo del potenziale a cui si porta la sommità del sostegno e il valore istantaneo della corrente di fulmine iniettata nel sostegno stesso, ovvero:

$$z(t) = \frac{v(t)}{i(t)} \quad (4.2)$$

Una definizione alternativa vede l'impedenza transitoria come il rapporto tra il valore istantaneo del potenziale a cui si porta la sommità del sostegno e il valore di cresta della corrente, nell'ipotesi che vengano iniettati nel sostegno un gradino o una rampa di corrente, ovvero:

$$z(t) = \frac{v(t)}{\max[i(t)]} \quad (4.3)$$

La definizione più comune vede l'impedenza transitoria come il rapporto tra il valore di cresta del potenziale alla sommità del sostegno e il valore istantaneo della corrente, ovvero:

$$z(t) = \frac{\max[v(t)]}{i(t)} \quad (4.4)$$

In particolare, dal momento che il potenziale in testa al sostegno inizia a decrescere nell'istante in cui l'onda riflessa dalla base torna indietro alla sommità del palo, il sostegno viene comunemente rappresentato con un'impedenza d'onda di valore costante pari all'impedenza transitoria all'istante $t^* = 2h/c$, ovvero $Z = z(t^*)$.

Infine, qualora sia necessario valutare le prestazioni delle linee elettriche aeree nei riguardi delle fulminazioni atmosferiche, in [32, 33] si raccomanda di rappresentare i sostegni con un'impedenza d'onda costante pari al valore medio dell'impedenza transitoria lungo il sostegno, ovvero:

$$Z = \frac{1}{h} \int_0^h z(h) dh \quad (4.5)$$

I metodi analitici approssimano il sostegno reale con una combinazione di solidi elementari, quali ad esempio coni e cilindri, di raggio equivalente pari al raggio medio geometrico del sostegno, r_m . Al pari dell'impedenza transitoria dei sostegni, anche il raggio medio geometrico non è definito in modo univoco in letteratura, nonostante il suo valore influisca in modo significativo sul valore finale dell'impedenza d'onda del sostegno; questo aspetto rende a volte impossibile il confronto diretto tra differenti modelli analitici, anche se basati sulla medesima combinazione di solidi elementari.

Il terreno ha una conducibilità finita, la quale tuttavia non influenza in modo significativo il valore dell'impedenza d'onda del sostegno; pertanto, i modelli analitici trascurano la presenza del dispersore di terra del sostegno e rappresentano il terreno come un piano di massa di estensione infinita perfettamente conduttivo¹³, direttamente a contatto con la base del sostegno. L'ipotesi di terreno perfettamente conduttivo equivale ad assumere un coefficiente di riflessione della corrente

¹³ Detto anche PEC, Perfect Electric Conductor.

pari a $\rho = -1$, ovvero l'onda di corrente vede un cortocircuito perfetto alla base del sostegno anziché l'impedenza transitoria del dispersore di terra, e viene quindi integralmente riflessa.

Il modello di linea di Dommel oltre all'impedenza d'onda del sostegno richiede anche la conoscenza della sua velocità di propagazione. La velocità di propagazione è prossima a quella della luce c , in generale, non è costante lungo il sostegno, inoltre risulta difficile da valutare sperimentalmente a causa della complessità dei metodi di misura adottati, che presentano un'elevata dispersione dei risultati. Sebbene nella maggior parte dei casi riportati in letteratura la velocità di propagazione sia prossima a quella della luce, tuttavia sono state misurate velocità anche pari al 70% di quella della luce [34]; dal momento che all'aumentare del tempo di propagazione τ aumentano anche le sovratensioni ai capi delle catene di isolatori¹⁴, nel calcolo del tasso di guasto delle linee elettriche aeree dovuto alle scariche di ritorno¹⁵ è necessario conoscere la reale velocità di propagazione delle onde lungo il sostegno¹⁶.

Nel proseguo della trattazione vengono analizzati i principali modelli analitici che consentono di rappresentare in ATP-EMTP i sostegni delle linee elettriche aeree 132-150 kV.

4.3.1 Modello di Jordan e Takahashi

La prima formulazione teorica dell'impedenza d'onda di un sostegno di una linea elettrica aerea risale agli anni trenta del secolo scorso ed è dovuta a Jordan [35]. Nel suo lavoro il sostegno veniva approssimato con un cilindro verticale di pari altezza h e raggio equivalente uguale al raggio medio geometrico del sostegno r_m . Il cilindro è posizionato a livello del suolo ed è eccitato da una corrente I distribuita uniformemente lungo tutto il cilindro, come mostrato in Figura 4.6-b; in accordo al metodo delle immagini, al cilindro reale è associato un cilindro immagine in posizione simmetricamente opposta rispetto al piano reale di massa¹⁷, percorso da una corrente immagine I' .

Con riferimento alla Figura 4.6-c, è possibile esprimere l'induttanza di un elemento infinitesimo dy del cilindro posto ad un'altezza y dal piano reale di massa come:

$$dL = \left[\ln \frac{\sqrt{(h+a-y)^2 + r^2} + (h+a-y)}{\sqrt{(h+a+y)^2 + r^2} + (h+a+y)} + \ln \frac{\sqrt{(a+y)^2 + r^2} + (a+y)}{\sqrt{(a-y)^2 + r^2} + (a-y)} \right] dy \quad (4.6)$$

Nella (4.6) si è indicato con:

h : l'altezza del cilindro;

r : il raggio equivalente del cilindro;

a : la distanza del cilindro dal piano reale di massa, ovvero la profondità del piano reale di massa rispetto alla superficie del terreno.

¹⁴ In quanto aumenta il tempo che l'onda riflessa alla base del sostegno impiega a tornare indietro alla sommità del palo.

¹⁵ Back-Flashover Rate (BFR).

¹⁶ Si veda il paragrafo 4.4.

¹⁷ Il modello di Jordan ipotizza un terreno reale di conducibilità finita, introducendo il concetto di profondità del piano reale di massa rispetto alla superficie del terreno, equivalente ai concetti moderni di immagine complessa della corrente e profondità pelle nel terreno.

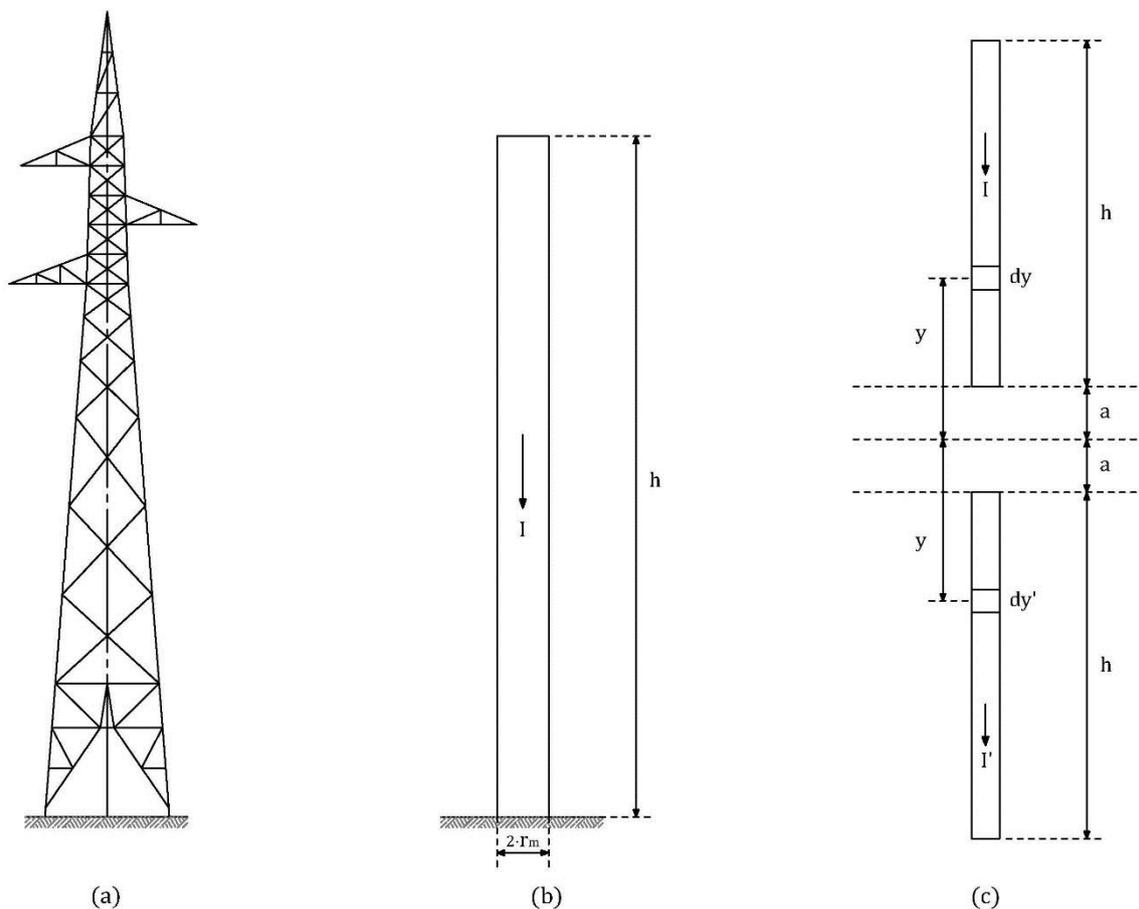


Figura 4.6: Sostegno di linea per i livelli di tensione 132-150 kV.
 (a) Struttura reale. (b) Struttura cilindrica equivalente. (c) Metodo delle immagini.

Integrando la (4.6) su tutta l'altezza del cilindro è possibile ricavare la sua induttanza L , che moltiplicata per la velocità di propagazione c restituisce il valore medio dell'impedenza d'onda lungo il cilindro, ovvero $Z = L \cdot c$. Tuttavia, la formulazione originale di Jordan sottostimava l'impedenza d'onda effettiva per via del verso errato assunto per la corrente immagine, il cui contributo al potenziale magnetico vettore totale risultava sottrattivo anziché additivo. La formulazione di Jordan fu corretta in seguito da Takahashi [36], che ricavò l'espressione seguente:

$$Z = 60 \cdot \ln\left(\frac{4h}{r}\right) - 60 \quad [\Omega] \quad (4.7)$$

La (4.7) è ricavata nell'ipotesi che la profondità del piano reale di massa sia pari a zero, ovvero $a = 0$. Questa ipotesi equivale a considerare il terreno come un piano di massa di estensione infinita perfettamente conduttivo¹⁸.

4.3.2 Modello di Sargent e Darveniza

Negli anni sessanta del secolo scorso, Wagner e Hileman [37] presentarono un modello che consentiva di ricavare l'espressione dell'impedenza transitoria $z(t)$ di un cilindro verticale posizionato al livello del suolo ed eccitato all'estremo superiore da un gradino di corrente $I(t)$. Il

¹⁸ Piano PEC (Perfect Electric Conductor).

modello venne successivamente perfezionato da Sargent e Darveniza [38] ed esteso anche a geometrie coniche ed eccitazioni differenti dal gradino di corrente.

Viene brevemente descritto nel seguito il metodo seguito da Sargent e Darveniza per ricavare l'impedenza transitoria di un cilindrico verticale; il metodo ha validità generale e può essere applicato anche a geometrie differenti da quella cilindrica. Se si indica con $\vec{E}_i(P, t)$ il campo elettrico in un punto P all'istante t , prodotto dalla corrente $I(t)$ che eccita il cilindro, dall'equazione di Maxwell-Faraday si ottiene:

$$\nabla \times \left(\vec{E}_i + \frac{\partial \vec{A}}{\partial t} \right) = 0 \quad (4.8)$$

La (4.8) può essere scritta in forma integrale attraverso il teorema di Kelvin-Stokes:

$$\oint \vec{E}_i \cdot d\vec{l} = - \oint \frac{\partial \vec{A}}{\partial t} \cdot d\vec{l} \quad (4.9)$$

Il potenziale magnetico vettore $\vec{A}(P, t)$ che compare nella (4.9) soddisfa un'equazione differenziale alle derivate parziali iperbolica non omogenea, detta equazione delle onde o equazione di d'Alembert:

$$\nabla^2 \vec{A} - \mu\epsilon \frac{\partial^2 \vec{A}}{\partial t^2} = -\mu \vec{J}_\sigma \quad (4.10)$$

Nella (4.10) la funzione densità di corrente superficiale $\vec{J}_\sigma(P, t)$ costituisce la sorgente della radiazione elettromagnetica. La soluzione della (4.10) fornisce l'espressione di $\vec{A}(P, t)$ in un punto P all'istante t :

$$\vec{A}(P, t) = \frac{\mu}{4\pi} \oint \oint \frac{\vec{J}_\sigma(Q, t - r_{PQ}/c)}{r_{PQ}} d\sigma \quad (4.11)$$

Nella (4.11) si è indicato con:

c : la velocità di propagazione nel mezzo in cui ha sede il campo elettromagnetico, assunta pari alla velocità della luce c_0 ;

r_{PQ} : la distanza tra la posizione Q della densità di corrente sorgente e il punto P nel quale viene calcolato il potenziale magnetico vettore.

Si osserva che $\vec{A}(P, t)$ è costituito dalla somma di infiniti contributi, ciascuno dei quali rappresenta un'onda sferica che si propaga ad una velocità c , generata in un punto Q . Nel calcolo del potenziale magnetico vettore, le espressioni delle densità di corrente sono stabilite ad un istante $t - r_{PQ}/c$ ritardato di una quantità r_{PQ}/c necessaria affinché l'onda elettromagnetica percorra la distanza r_{PQ} tra la posizione Q delle sorgenti e il punto P in cui viene stabilito il valore del potenziale; per tale motivo, la (4.11) è anche detta "potenziale ritardato".

Come visto in precedenza, l'impedenza transitoria di un sostegno dipende dalla forma d'onda della corrente di eccitazione. Per semplicità, le correnti di fulmine possono essere approssimate con un gradino o una rampa di corrente; in particolare, la risposta di un sostegno ad una rampa di corrente è quella che si avvicina maggiormente alla risposta alla reale corrente di fulmine con andamento doppio esponenziale. Con riferimento alla Figura 4.7-c, nel caso di un conduttore

cilindrico verticale eccitato da una rampa di corrente $i(t) = Kt$ all'ascissa $y = 0$ e all'istante $t = 0$, la densità di corrente superficiale ritardata nel tempo che compare nella (4.10) assume la seguente espressione:

$$J_{\sigma} \left(y, t - \frac{r_{PQ}}{c} \right) = \frac{K}{2\pi r} \cdot \left(t - \frac{y}{c} - \frac{r_{PQ}}{c} \right) \quad (4.12)$$

Sostituendo la (4.12) nella (4.11), integrando la (4.9) su tutta l'altezza del cilindrico e ipotizzando che $ct \gg r$, si ottiene:

$$\int_0^P \vec{E}_i \cdot d\vec{l} \cong -Kt \cdot \left[60 \cdot \ln \left(\sqrt{2} \cdot \frac{ct}{r} \right) - 60 \right] \quad (4.13)$$

Si osserva che il termine tra parentesi ha le dimensioni di un'impedenza d'onda, pertanto l'impedenza transitoria di un cilindrico verticale eccitato da una rampa di corrente risulta pari a:

$$z(t) = 60 \cdot \ln \left(\sqrt{2} \cdot \frac{ct}{r} \right) - 60 \quad [\Omega] \quad (4.14)$$

Dal momento che il potenziale in testa al sostegno inizia a decrescere nell'istante in cui l'onda riflessa dalla base torna indietro alla sommità del palo, l'impedenza d'onda da impiegare nel modello di linea di Dommel può essere ricavata ponendo $t = 2h/c$ nella (4.14), ovvero:

$$Z = 60 \cdot \ln \left(\sqrt{2} \cdot \frac{2h}{r} \right) - 60 \quad [\Omega] \quad (4.15)$$

La (4.15) è valida nell'ipotesi che $h \gg r$.

In caso di eccitazione con un gradino di corrente, nella (4.15) non è presente il termine correttivo dell'impedenza pari a 60Ω .

Come si evince dalla Figura 4.2, i sostegni delle linee elettriche aeree sono strutture a traliccio costituite da più sezioni di forma tronco-piramidale, le cui pareti laterali sono formate da aste che collegano tra loro i montanti angolari. I conduttori di fase sono sostenuti da opportune mensole laterali, mentre le funi di guardia sono fissate a mensole speciali dette "cimini", collocate nella parte alta del sostegno. I modelli di Jordan e Takahashi e di Sargent e Darveniza richiedono, tuttavia, che il sostegno reale venga ricondotto a un cilindrico verticale di raggio equivalente pari al raggio medio geometrico del sostegno, r_m . Con riferimento alla Figura 4.7-a, se si trascurano i ritardi di propagazione è possibile considerare il numero delle aste che collegano i montanti infinito e sostituire la tralicciatura del sostegno con una superficie conduttiva continua. Allo stesso modo, può essere trascurata l'altezza del cimino e l'ingombro delle mensole laterali, riducendo così il sostegno alla sola struttura portante tronco-piramidale costituita da piedi, base, tronco e parte comune. Si osserva che la struttura portante del sostegno è costituita da due sezioni tronco-piramidali a differente pendenza, che possono essere ricondotte a due sezioni tronco-coniche come illustrato in Figura 4.7-b. Infine, le due sezioni tronco-coniche possono essere ricondotte al cilindro equivalente in Figura 4.7-c, avente raggio medio geometrico r_m .

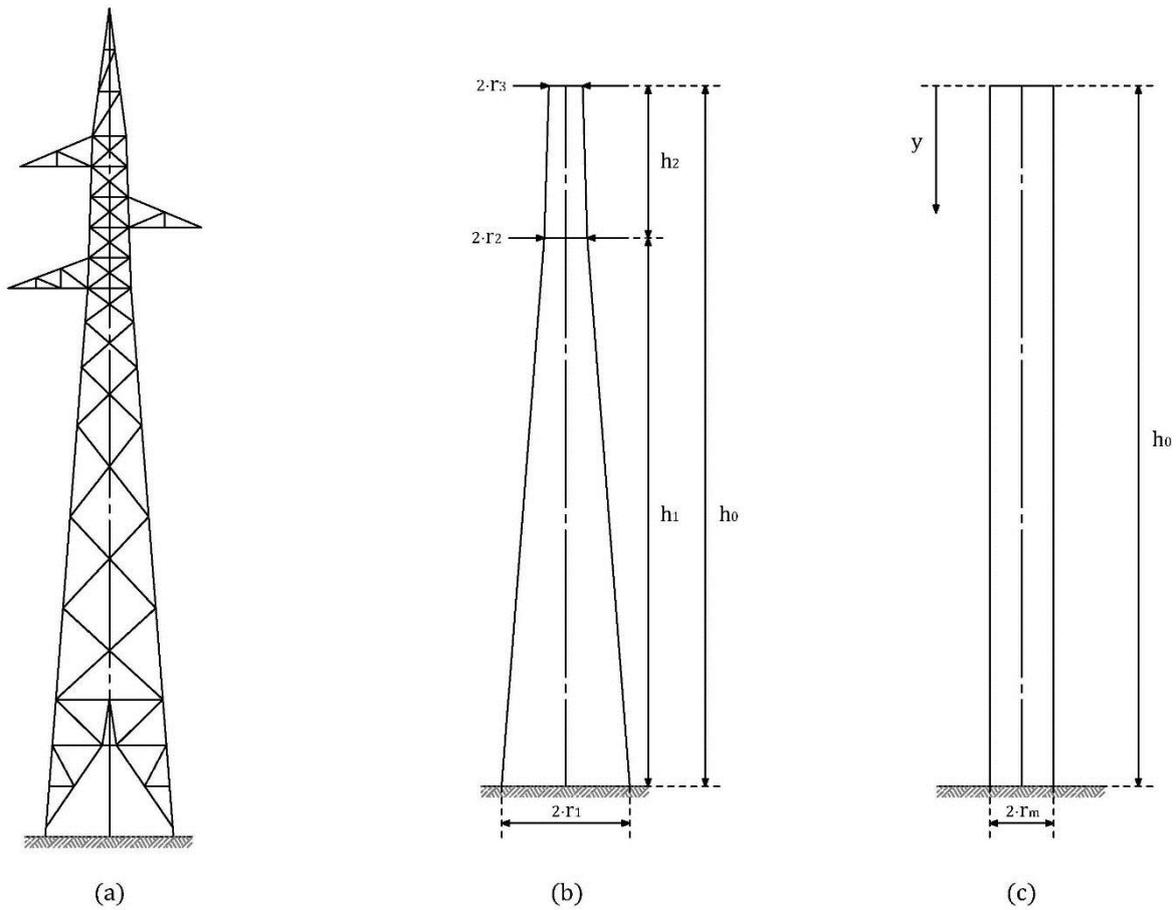


Figura 4.7: Sostegno di linea per i livelli di tensione 132-150 kV.

(a) Struttura reale. (b) Struttura tronco-conica semplificata. (c) Struttura cilindrica equivalente.

Come evidenziato in precedenza, il raggio medio geometrico di un sostegno non è definito in modo univoco in letteratura. Con riferimento alla Figura 4.7-b, Anderson e Hagenguth propongono la seguente formula per il calcolo del raggio medio geometrico, validata attraverso misure sperimentali di induttanza su modelli geometrici [39]:

$$\ln(r_m) = \frac{h_1}{h_o \cdot (r_1 - r_2)} \cdot \{r_1 \cdot [\ln(r_1) - 1] - r_2 \cdot [\ln(r_2) - 1]\} + \frac{h_o - h_1}{h_o \cdot (r_2 - r_3)} \cdot \{r_2 \cdot [\ln(r_2) - 1] - r_3 \cdot [\ln(r_3) - 1]\} \quad (4.16)$$

Nella (4.16) il diametro della base di ciascun tronco di cono coincide con il lato della corrispondente sezione quadrata del sostegno, come illustrato in Figura 4.8-a.

Sempre con riferimento alla Figura 4.7-b, Yamada e altri [40] propongono una formula alternativa per il calcolo del raggio medio geometrico:

$$r_m = \frac{r_1 \cdot h_1 + r_2 \cdot h_o + r_3 \cdot h_2}{2 \cdot h_o} \quad (4.17)$$

Nella (4.17) il diametro delle base di ciascun tronco di cono può essere scelto in un intervallo compreso tra il lato (circonferenza inscritta) e la diagonale (circonferenza circoscritta) della corrispondente sezione quadrata del sostegno, come illustrato in Figura 4.8.

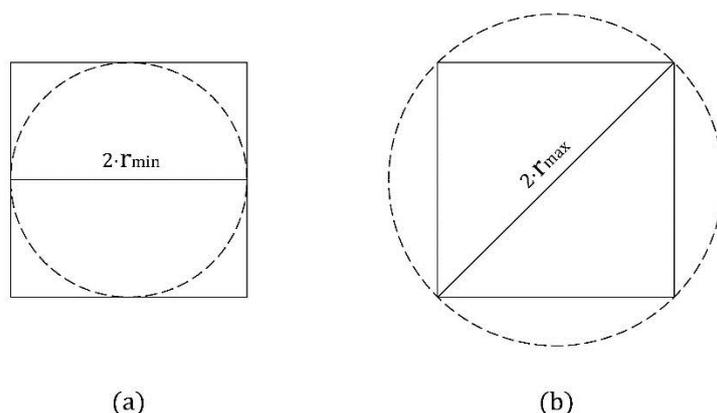


Figura 4.8: Raggio equivalente di una sezione quadrata del sostegno.
(a) Circonferenza inscritta. (b) Circonferenza circoscritta.

La Tabella 4.3 riporta le dimensioni caratteristiche dei sostegni di linea per i livelli di tensione 132-150 kV, con riferimento alla Figura 4.7-b, e il raggio medio geometrico della struttura cilindrica equivalente in Figura 4.7-c, calcolato con la (4.16) e la (4.17) rispettivamente. Si osserva che i raggi equivalenti calcolati con la (4.16) differiscono da quelli calcolati con la (4.17).

Tabella 4.3: Dimensioni caratteristiche dei sostegni di linea per i livelli di tensione 132-150 kV e raggio medio geometrico della struttura cilindrica equivalente in Figura 4.7-c

Tipologia sostegno	Altezza utile [m]	Formula	r_1 [m]	r_2 [m]	r_3 [m]	h_1 [m]	h_2 [m]	h_0 [m]	r_m [m]
sospensione di tipo N	18	4.16	1,8	0,55	0,37	20	5	25	0,93
		4.17 ⁽¹⁾	1,8	0,55	0,37				1,03
		4.17 ⁽²⁾	2,54	0,78	0,52				1,46
	21	4.16	2	0,55	0,37	23	5	28	1,01
		4.17 ⁽¹⁾	2	0,55	0,37				1,13
		4.17 ⁽²⁾	2,83	0,78	0,52				1,60
amarro di tipo C	18	4.16	2,1	0,7	0,55	18	5	23	1,13
		4.17 ⁽¹⁾	2,1	0,7	0,55				1,23
		4.17 ⁽²⁾	2,97	0,99	0,78				1,74
	21	4.16	2,3	0,7	0,55	21	5	26	1,21
		4.17 ⁽¹⁾	2,3	0,7	0,55				1,33
		4.17 ⁽²⁾	3,25	0,99	0,78				1,88
⁽¹⁾ Circonferenza inscritta in Figura 4.8-a. ⁽²⁾ Circonferenza circoscritta in Figura 4.8-b.									

La Tabella 4.4 riporta i valori di impedenza d'onda dei sostegni di linea per i livelli di tensione 132-150 kV, calcolati rispettivamente con la (4.7) di Jordan e Takahashi e con la (4.15) di Sargent e Darveniza per una struttura cilindrica equivalente.

Tabella 4.4: Impedenza d'onda dei sostegni di linea per i livelli di tensione 132-150 kV, struttura cilindrica equivalente in Figura 4.7-c

Tipologia sostegno	Altezza utile [m]	Formula	r_m [m]	h [m]	Z [Ω]
sospensione di tipo N	18	4.7	0,93 ⁽¹⁾	25	221
			1,03 ⁽²⁾		214
			1,46 ⁽³⁾		194
		4.15	0,93 ⁽¹⁾		200
			1,03 ⁽²⁾		194
			1,46 ⁽³⁾		173
	21	4.7	1,01 ⁽¹⁾	28	223
			1,13 ⁽²⁾		216
			1,60 ⁽³⁾		195
		4.15	1,01 ⁽¹⁾		202
			1,13 ⁽²⁾		195
			1,60 ⁽³⁾		174
amarro di tipo C	18	4.7	1,13 ⁽¹⁾	23	204
			1,23 ⁽²⁾		199
			1,74 ⁽³⁾		178
		4.15	1,13 ⁽¹⁾		183
			1,23 ⁽²⁾		178
			1,74 ⁽³⁾		157
	21	4.7	1,21 ⁽¹⁾	26	207
			1,33 ⁽²⁾		201
			1,88 ⁽³⁾		181
		4.15	1,21 ⁽¹⁾		186
			1,33 ⁽²⁾		181
			1,88 ⁽³⁾		160
⁽¹⁾ Formula (4.16). ⁽²⁾ Formula (4.17) per circonferenza inscritta in Figura 4.8-a. ⁽³⁾ Formula (4.17) per circonferenza circoscritta in Figura 4.8-b.					

Si osserva che la scelta del valore del raggio medio geometrico ha un'influenza notevole sul valore dell'impedenza d'onda, mentre non si rilevano scostamenti significativi al variare dell'altezza utile del sostegno. Inoltre, il valore dell'impedenza d'onda calcolato con la (4.7) differisce di circa 21 Ω dal valore calcolato con la (4.15). Infatti, il modello di Jordan e Takahashi restituisce il valore medio dell'impedenza d'onda lungo il cilindro, mentre il modello di Sargent e Darveniza restituisce il valore dell'impedenza transitoria calcolata all'istante $t = 2h/c$.

In alternativa alla rappresentazione cilindrica, Sargent e Darveniza propongono una rappresentazione conica che, nel caso dei sostegni di linea per i livelli di tensione 132-150 kV, costituisce un'approssimazione piú realistica rispetto a quella cilindrica.

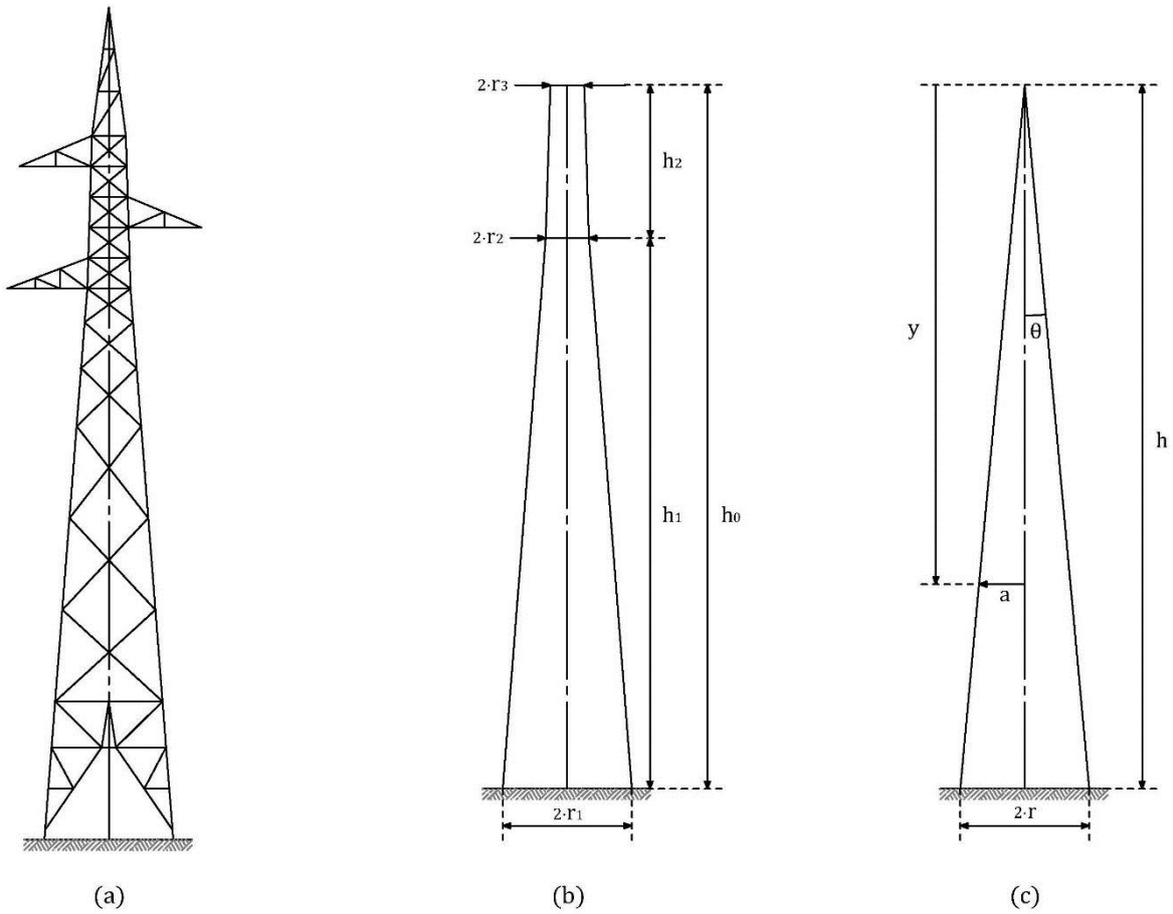


Figura 4.9: Sostegno di linea per i livelli di tensione 132-150 kV.

(a) Sostegno reale. (b) Struttura tronco-conica semplificata. (c) Struttura conica equivalente.

Con riferimento alla Figura 4.9-c, nel caso di un cono verticale poggiato sul piano di massa ed eccitato da un gradino di corrente all'ascissa $y = 0$ e all'istante $t = 0$, la densità di corrente superficiale ritardata nel tempo che compare nella (4.11) assume la seguente espressione:

$$J_{\sigma} \left(y, t - \frac{r_{PQ}}{c} \right) = \frac{I}{2\pi a} \quad (4.18)$$

avendo indicato con a il raggio del cono in corrispondenza dell'ascissa y . Sostituendo la (4.18) nella (4.11) e integrando la (4.9) su tutta l'altezza del cono, si ricava l'espressione dell'impedenza d'onda di un cono verticale eccitato da un gradino di corrente:

$$Z = 60 \cdot \ln \left(\sqrt{2} \cdot \frac{\sqrt{h^2 + r^2}}{r} \right) = 60 \cdot \ln \left(\frac{\sqrt{2}}{\sin \vartheta} \right) \quad [\Omega] \quad (4.19)$$

avendo indicato con ϑ il semi-angolo in corrispondenza del vertice del cono. Dal momento che in un cono il rapporto tra altezza e raggio alla generica ascissa y si mantiene costante, dalla (4.19) si evince che l'impedenza d'onda del cono è tempo-invariante. Infatti, a differenza di quanto avviene in un cilindro verticale, il campo elettromagnetico intorno a un cono verticale è di tipo TEM sferico, per cui le onde di corrente che si propagano dal vertice verso la base del cono vedono un'impedenza d'onda costante. Questa proprietà è stata verificata sperimentalmente mediante misure effettuate su modelli geometrici [38]. Tuttavia, dopo che l'onda di corrente è stata riflessa dal piano di massa, la struttura dei campi cessa di essere TEM sferica e l'impedenza d'onda torna

ad essere variabile nel tempo, per cui il cono non può essere più rappresentato come una semplice linea di trasmissione uniforme priva di perdite [41].

L'impedenza d'onda del cono è stata ricavata nell'ipotesi semplificativa che quest'ultimo sia eccitato da un gradino di corrente, per cui nella (4.19) non compare il termine correttivo dell'impedenza pari a 60Ω che compare invece nelle (4.7) e (4.15), ricavate nell'ipotesi che il cilindro sia eccitato da una rampa di corrente. D'altra parte, dato che l'impedenza d'onda di un cono è tempo-invariante, il suo valore è sempre lo stesso indipendentemente dalla forma d'onda della corrente di eccitazione.

Le sezioni tronco-coniche in Figura 4.9-b possono essere ricondotte a un cono equivalente avente raggio di base pari al raggio medio geometrico r_m . In [38] si raccomanda di scegliere il raggio medio geometrico in un intervallo compreso tra il lato (circonferenza iscritta) e la diagonale (circonferenza circoscritta) del quadrato di base del sostegno. In alternativa, Chisholm e altri [42] propongono la seguente formula per il calcolo del raggio medio geometrico:

$$r_m = \frac{r_1 \cdot h_1 + r_2 \cdot h_0 + r_3 \cdot h_2}{h_0} \quad (4.20)$$

Nella (4.20) il diametro delle basi di ciascun tronco di cono può essere scelto in un intervallo compreso tra il lato (circonferenza inscritta) e la diagonale (circonferenza circoscritta) della corrispondente sezione quadrata del sostegno, come illustrato in Figura 4.8.

La Tabella 4.5 riporta le dimensioni caratteristiche dei sostegni di linea per i livelli di tensione 132-150 kV, con riferimento alla Figura 4.9-b, e il raggio medio geometrico della struttura conica equivalente in Figura 4.9-c, calcolato con la (4.20).

Tabella 4.5: Dimensioni caratteristiche dei sostegni di linea per i livelli di tensione 132-150 kV e raggio medio geometrico della struttura conica equivalente in Figura 4.9-c

Tipologia sostegno	Altezza utile [m]	Formula	r ₁ [m]	r ₂ [m]	r ₃ [m]	h ₁ [m]	h ₂ [m]	h ₀ [m]	r _m [m]
sospensione di tipo N	18	4.20 ⁽¹⁾	1,8	0,55	0,37	20	5	25	2,06
		4.20 ⁽²⁾	2,54	0,78	0,52				2,92
	21	4.20 ⁽¹⁾	2	0,55	0,37	23	5	28	2,26
		4.20 ⁽²⁾	2,83	0,78	0,52				3,20
amarro di tipo C	18	4.20 ⁽¹⁾	2,1	0,7	0,55	18	5	23	2,46
		4.20 ⁽²⁾	2,97	0,99	0,78				3,48
	21	4.20 ⁽¹⁾	2,3	0,7	0,55	21	5	26	2,66
		4.20 ⁽²⁾	3,25	0,99	0,78				3,77

⁽¹⁾ Circonferenza inscritta in Figura 4.8-a.

⁽²⁾ Circonferenza circoscritta in Figura 4.8-b.

La Tabella 4.6 riporta i valori di impedenza d'onda dei sostegni di linea per i livelli di tensione 132-150 kV calcolati con la (4.19) di Sargent e Darveniza per una struttura conica equivalente, sia per raggio medio geometrico pari al lato (circonferenza inscritta) e alla diagonale (circonferenza circoscritta) del quadrato di base del sostegno come raccomandato in [38], sia per raggio medio

geometrico calcolato con la (4.20) sempre per circonferenza inscritta e circoscritta alla base del sostegno.

Tabella 4.6: Impedenza d'onda dei sostegni di linea per i livelli di tensione 132-150 kV, struttura conica equivalente in Figura 4.9-c

Tipologia sostegno	Altezza utile [m]	Formula	r_m [m]	h [m]	Z [Ω]
sospensione di tipo N	18	4.19	1,80 ⁽¹⁾	25	179
			2,54 ⁽²⁾		158
			2,06 ⁽³⁾		171
			2,92 ⁽⁴⁾		150
	21	4.19	2,00 ⁽¹⁾	28	179
			2,83 ⁽²⁾		159
			2,26 ⁽³⁾		177
			3,20 ⁽⁴⁾		157
amarro di tipo C	18	4.19	2,10 ⁽¹⁾	23	165
			2,97 ⁽²⁾		144
			2,46 ⁽³⁾		166
			3,48 ⁽⁴⁾		145
	21	4.19	2,30 ⁽¹⁾	26	166
			3,25 ⁽²⁾		146
			2,66 ⁽³⁾		173
			3,77 ⁽⁴⁾		153

⁽¹⁾ Raggio della circonferenza inscritta in Figura 4.8-a.
⁽²⁾ Raggio della circonferenza circoscritta in Figura 4.8-b.
⁽³⁾ Formula (4.20) per circonferenza inscritta in Figura 4.8-a.
⁽⁴⁾ Formula (4.20) per circonferenza circoscritta in Figura 4.8-b.

Si osserva che la scelta del valore del raggio medio geometrico ha un'influenza notevole sul valore dell'impedenza d'onda, mentre non si rilevano scostamenti significativi al variare dell'altezza utile del sostegno. Inoltre, il valore dell'impedenza d'onda calcolato con la (4.19) per una struttura conica equivalente è minore di quello calcolato con le (4.7) e (4.15) per una struttura cilindrica equivalente.

4.3.3 Modello di Chisholm e altri

È stato osservato da Chisholm e altri [44, 45] che l'impedenza d'onda di un sostegno dipende dalla direzione della corrente di eccitazione. I modelli di Jordan e Takahashi e di Sargent e Darveniza ipotizzano che la direzione della corrente di eccitazione sia verticale, come quella di un leader verticale positivo che colpisce la sommità del sostegno; di conseguenza, entrambi i modelli possono essere utilizzati per rappresentare i sostegni di linea in caso di fulminazione diretta. Tali modelli non risultano, tuttavia, adeguati alla rappresentazione dei sostegni di linea in caso di fulminazione diretta delle funi di guardia. Infatti, se al cimino del sostegno è collegato un conduttore percorso da un'onda di corrente a fronte ripido, l'intero sostegno è illuminato dal

campo TEM associato all'onda viaggiante sul conduttore, per cui l'impedenza transitoria alla sommità del sostegno presenta inizialmente un valore elevato, che decresce nel tempo. Al contrario, in caso di fulminazione diretta di un sostegno, non c'è alcun campo elettrico intorno al sostegno prima che il leader positivo verticale colpisca la sua sommità; dopo che il sostegno è stato colpito dal fulmine, dalla sua sommità si espande un campo elettrico esterno con un fronte sferico. In conseguenza di ciò, l'impedenza transitoria aumenta nel tempo fino all'istante in cui l'onda riflessa dalla base del sostegno torna indietro alla sommità del palo, come dimostrato dalla (4.14) ricavata da Sargent e Darveniza con la teoria dei campi elettromagnetici. Dal momento che la corrente di eccitazione a seguito di fulminazione diretta di un sostegno ha una direzione in prima approssimazione verticale, mentre la corrente di eccitazione in ingresso dalle funi di guardia collegate al cimino del sostegno ha una direzione in prima approssimazione orizzontale, nella pratica si parla impropriamente di dipendenza dell'impedenza d'onda dalla direzione della corrente di eccitazione.

Per le ragioni su esposte, i modelli di Jordan e Takahashi e di Sargent e Darveniza non risultano adeguati alla rappresentazione del palo gatto che funge da portale di stazione, in quanto la probabilità di fulminazione diretta del portale di stazione è estremamente bassa e il portale vede sempre onde di corrente in ingresso dalle funi di guardia, dovute a fulminazioni dirette sulle ultime campate delle linee afferenti alla stazione. A conferma di ciò, il progetto unificato Terna non prevede sistemi di protezione LPS¹⁹ in stazione, in quanto la probabilità di fulminazione diretta all'interno dell'area di impianto è considerata estremamente bassa²⁰.

Per ricavare l'impedenza d'onda di un sostegno eccitato da una corrente avente direzione orizzontale, Chisholm e altri approssimano il sostegno reale con una struttura conica verticale invertita il cui vertice è a contatto con il piano di massa, come illustrato in Figura 4.10-b.

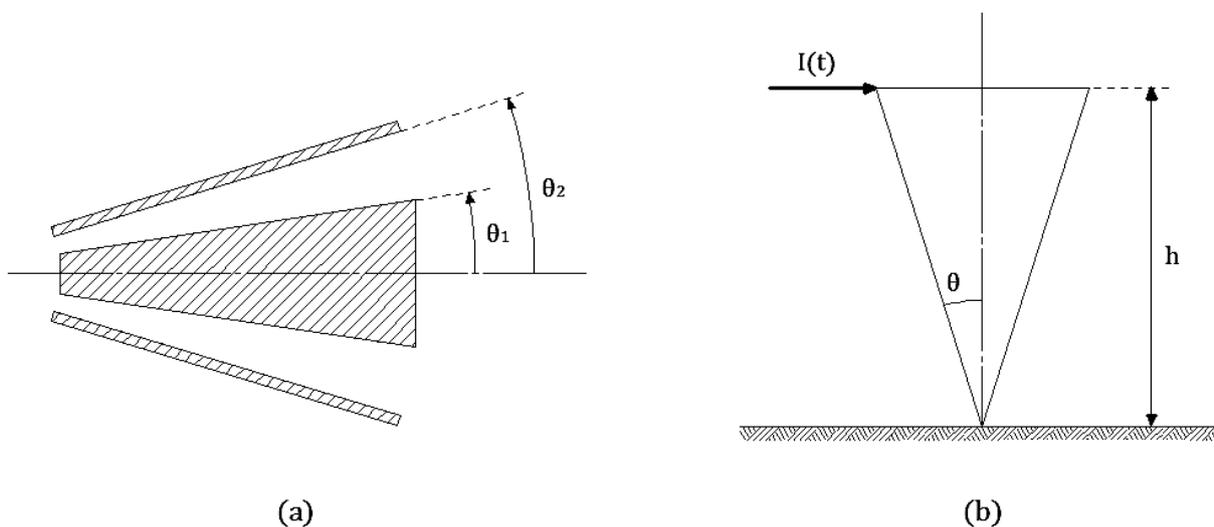


Figura 4.10: (a) Guida d'onda conica. (b) Cono verticale invertito su un piano di massa.

¹⁹ Lightning Protection System.

²⁰ Volendo effettuare una grossolana valutazione del rischio di fulminazione nell'area di impianto di una stazione avente dimensioni in pianta 100 per 50 metri, ubicata in una zona con densità di fulminazione $N_g = 2 \text{ fulmini / anno} \cdot \text{km}^2$, la probabilità di fulminazione risulta pari a un fulmine ogni 100 anni circa; la probabilità che un fulmine colpisca le sbarre o i montanti è ancora più bassa, tipicamente un fulmine ogni 500 ÷ 1000 anni [43].

L'impedenza d'onda di un cono verticale invertito può essere ricavata attraverso la teoria delle guide d'onda [46]. Con riferimento alla Figura 4.10-a, il campo elettromagnetico associato ad una guida d'onda conica di lunghezza indefinita è di tipo TEM sferico, pertanto la sua impedenza caratteristica è costante e dipende solo dalla geometria dei due coni concentrici:

$$Z = 60 \cdot \ln \left(\frac{\cot(\vartheta_1/2)}{\cot(\vartheta_2/2)} \right) \quad [\Omega] \quad (4.21)$$

avendo indicato con ϑ_1 l'angolo del cono interno e con ϑ_2 l'angolo del cono esterno.

Se nella (4.21) si pone l'angolo esterno $\vartheta_2 = \pi/2$ e si ipotizza che il cono esterno della guida d'onda coincida con il piano di massa indefinito, si ottiene:

$$Z = 60 \cdot \ln \left(\cot \left(\frac{\vartheta}{2} \right) \right) = 60 \cdot \ln \left(\cot \left(\frac{1}{2} \cdot \tan^{-1} \left(\frac{r}{h} \right) \right) \right) \quad [\Omega] \quad (4.22)$$

avendo indicato con r il raggio di base del cono, con h l'altezza del cono e con ϑ l'angolo in corrispondenza del vertice del cono.

Infine, sostituendo al raggio di base r e all'altezza h che compaiono nella (4.22) le loro espressioni in funzione del tempo, è possibile ricavare l'impedenza transitoria di una struttura conica invertita il cui vertice è a contatto con il piano di massa:

$$z(t) = 60 \cdot \ln \left(\cot \left(\frac{1}{2} \cdot \tan^{-1} \left(\frac{rct}{h \cdot (h - ct)} \right) \right) \right) \quad [\Omega] \quad (4.23)$$

Dalla (4.23) si evince che l'impedenza transitoria presenta un valore massimo all'istante $t = 0$ e poi decresce nel tempo, in accordo alle misure sperimentali, pertanto la (4.23) rappresenta in prima approssimazione la risposta di un sostegno eccitato da una corrente orizzontale a fronte ripido.

Come osservato in precedenza, i modelli analitici assumono un coefficiente di riflessione della corrente alla base del sostegno pari a $\rho = -1$, ovvero l'onda di corrente vede un cortocircuito perfetto alla base del sostegno e viene integralmente riflessa. In realtà, una volta raggiunta la base del sostegno, l'onda di corrente continua a propagarsi nel piano di massa perfettamente conduttivo; con riferimento alla (4.22), si può immaginare che il raggio r del piano di massa continui ad aumentare mentre la distanza verticale h rimanga costante, pertanto non si ha mai un cortocircuito perfetto alla base del sostegno, bensì una graduale riduzione dell'impedenza che si porta a zero per $r \gg h$. L'esatto valore del coefficiente di riflessione del piano di massa può essere determinato con l'impiego dei modelli elettromagnetici, tuttavia tale coefficiente è di scarso interesse pratico in quanto i sostegni reali sono collegati ai loro dispersori di terra, la cui impedenza transitoria determina l'effettivo tasso di guasto di una linea elettrica aerea²¹.

Le fulminazioni a metà campata producono onde di corrente impulsive che viaggiano lungo le funi di guardia e raggiungono il cimino dei sostegni, producendo sovratensioni ai capi delle catene di isolatori; in questo caso, per valutare le prestazioni delle linee elettriche aeree nei riguardi delle fulminazioni atmosferiche, in [32, 33] si raccomanda di rappresentare i sostegni con un'impedenza d'onda costante pari al valore medio dell'impedenza transitoria lungo il sostegno. Come

²¹ Back-Flashover Rate (BFR).

semplificazione pratica, Chisholm e altri propongono di calcolare l'impedenza d'onda media del sostegno sostituendo nella (4.22) il raggio medio geometrico calcolato con la (4.20), ovvero:

$$Z = 60 \cdot \ln \left(\cot \left(\frac{1}{2} \cdot \tan^{-1} \left(\frac{r_1 \cdot h_1 + r_2 \cdot h_0 + r_3 \cdot h_2}{h_0^2} \right) \right) \right) \quad [\Omega] \quad (4.24)$$

Una variante della (4.24) ricavata da Baba e Ishii [47] è stata implementata nell'applicativo FLASH del IEEE Working Group [48]:

$$Z = \sqrt{\frac{\pi}{4}} \cdot 60 \cdot \left[\ln \left(\cot \left(\frac{1}{2} \cdot \tan^{-1} \left(\frac{r_1 \cdot h_1 + r_2 \cdot h_0 + r_3 \cdot h_2}{h_0^2} \right) \right) \right) - \ln \sqrt{2} \right] \quad [\Omega] \quad (4.25)$$

Come riportato in [47], la (4.25) è rappresentativa dei sostegni per linee a doppia terna, che non trovano largo impiego nelle reti di sub-trasmissione; di conseguenza, in assenza di riscontri sperimentali, è preferibile l'utilizzo della (4.24) in luogo della (4.25) per la rappresentazione dei sostegni delle linee elettriche aeree 132-150 kV. Occorre considerare, tuttavia, che la (4.24) è di scarso interesse pratico per la modellazione dei sostegni di linea in quanto la sovratensione prodotta ai capi delle catene di isolatori da una fulminazione che colpisce la fune di guardia a metà campata, è minore o uguale di quella prodotta dalla fulminazione diretta dei sostegni [31]. Di conseguenza, nella pratica si preferisce calcolare il tasso di guasto della linea per scarica di ritorno²² nell'ipotesi di fulminazione diretta dei sostegni, e poi applicare un opportuno coefficiente di riduzione che tenga conto della quota parte di fulminazioni che cadono sulle funi di guardia [32]. Al contrario, il palo gatto di stazione deve essere necessariamente rappresentato con il modello di Chisholm e altri, per le ragioni esposte in precedenza.

La Tabella 4.7 riporta le dimensioni caratteristiche del palo gatto di stazione per i livelli di tensione 132-150 kV, con riferimento alla Figura 4.11-b, e il raggio medio geometrico della struttura conica invertita equivalente in Figura 4.11-c, calcolato con la (4.20).

Tabella 4.7: Dimensioni caratteristiche del palo gatto di stazione per i livelli di tensione 132-150 kV e raggio medio geometrico della struttura conica invertita equivalente in Figura 4.11-c

Tipologia sostegno	Altezza utile [m]	Formula	r ₁ [m]	r ₂ [m]	r ₃ [m]	h ₁ [m]	h ₂ [m]	h ₀ [m]	r _m [m]
palo gatto	15	4.20 ⁽¹⁾	2,52	1,29	2,48	12,5	5,35	17,85	3,80
		4.20 ⁽²⁾	3,56	1,82	3,51				5,37

⁽¹⁾ Circonferenza inscritta in Figura 4.8-a.
⁽²⁾ Circonferenza circoscritta in Figura 4.8-b.

La Tabella 4.8 riporta i valori di impedenza d'onda del palo gatto di stazione per i livelli di tensione 132-150 kV, calcolati con la (4.24) di Chisholm e altri per una struttura conica invertita equivalente.

²² Back-Flashover Rate (BFR).

Tabella 4.8: Impedenza d'onda del palo gatto di stazione per i livelli di tensione 132-150 kV
struttura conica invertita equivalente in Figura 4.11-c

Tipologia sostegno	Altezza utile [m]	Formula	r_m [m]	h [m]	Z [Ω]
palo gatto	15	4.24	3,80 ⁽¹⁾	17,85	135
			5,37 ⁽²⁾		115
⁽¹⁾ Formula (4.20) per circonferenza inscritta in Figura 4.8-a. ⁽²⁾ Formula (4.20) per circonferenza circoscritta in Figura 4.8-b.					

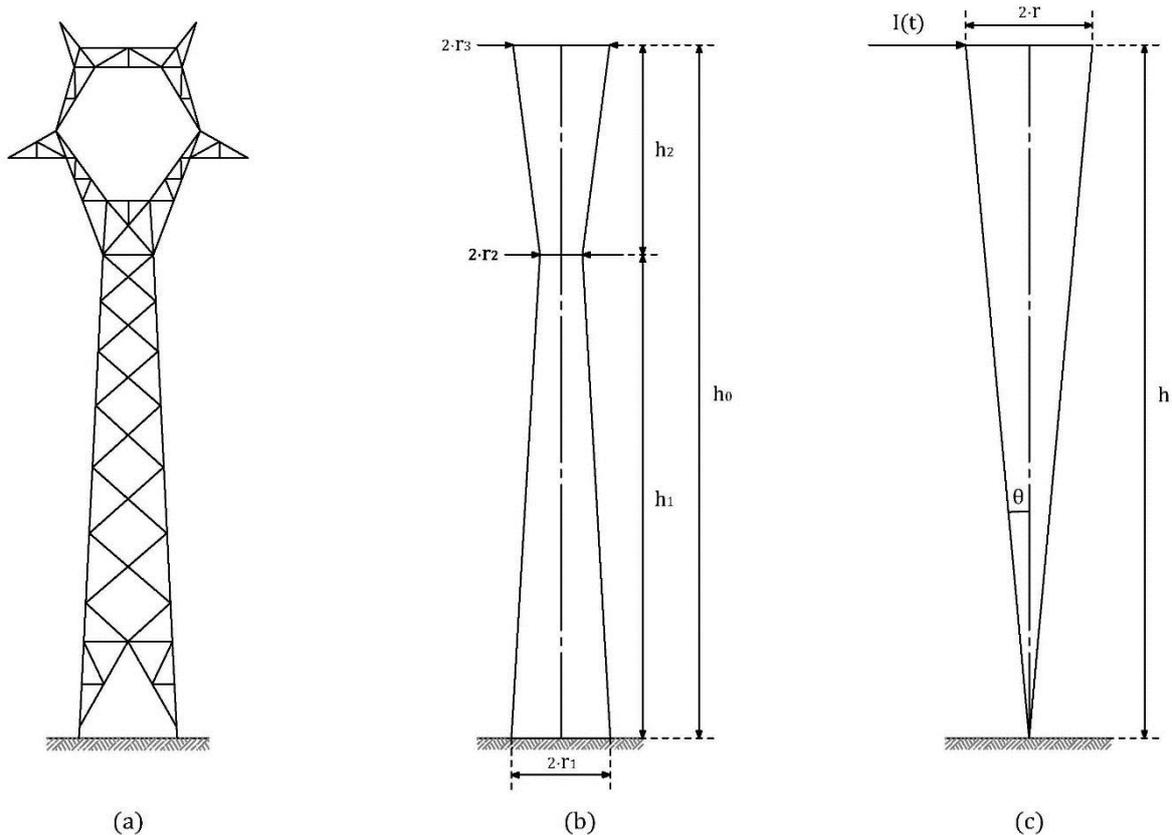


Figura 4.11: Palo gatto per i livelli di tensione 132-150 kV.

(a) Sostegno reale. (b) Struttura tronco-conica semplificata. (c) Struttura conica invertita equivalente.

4.3.4 Modello di Hara e Yamamoto

Come visto in precedenza, i sostegni di altezza massima pari ad alcune decine di metri possono essere rappresentati mediante semplici modelli geometrici equivalenti, che rappresentano il sostegno come una singola linea di trasmissione uniforme e priva di perdite. Per altezze maggiori è necessario utilizzare modelli più complessi, come i modelli MTL²³ [49 – 51] o i modelli “multistory” [47, 52].

I modelli MTL rappresentano la parte strutturale del sostegno e ogni sezione tra le mensole attraverso linee di trasmissione verticali multi-conduttore. Tra i modelli MTL disponibili in

²³ Multiconductor vertical line model.

letteratura, il modello di Hara e Yamamoto [51] è l'unico che considera anche l'effetto della tralicciatura del sostegno, rappresentata attraverso linee di trasmissione prive di perdite in parallelo ai montanti verticali, e l'effetto delle mensole, rappresentate come linee di trasmissione prive di perdite aperte ad una estremità.

Hara e Yamamoto propongono la seguente espressione analitica per il calcolo dell'impedenza d'onda di un cilindrico verticale di raggio r e altezza h posto su un piano di massa perfettamente conduttivo:

$$Z = 60 \cdot \ln \left(2\sqrt{2} \cdot \frac{h}{r} \right) - 120 \quad [\Omega] \quad (4.26)$$

La (4.26) è stata ricavata attraverso misure sperimentali su una struttura cilindrica verticale utilizzando il cosiddetto "metodo diretto", ovvero iniettando una corrente impulsiva alla sommità del cilindro e misurando tensione e corrente nel punto di iniezione, il cui rapporto restituisce l'andamento dell'impedenza transitoria $z(t)$ e il corrispondente valore dell'impedenza d'onda $Z = z(t^*)$, con $t^* = 2h/c_0$. Di conseguenza, la (4.26) è rappresentativa della fulminazione diretta di un sostegno e può essere utilizzata per modellare i sostegni di linea; si osserva, tuttavia, che la (4.26) differisce dalla (4.15) del modello di Sargent e Darveniza per strutture cilindriche eccitate da correnti verticali a fronte ripido. Una possibile spiegazione è legata alla particolare configurazione di prova adottata da Hara e Yamamoto e illustrata in Figura 4.12; in particolare, il generatore di corrente impulsiva non è installato sulla sommità del sostegno, come previsto dal metodo diretto, bensì è posizionato a terra e collegato alla sommità del sostegno attraverso un conduttore parallelo al terreno di lunghezza pari a 20 m²⁴. In queste condizioni, l'intero sostegno è illuminato dal campo TEM associato all'onda di corrente che viaggia lungo il conduttore, contrariamente a quanto avviene in caso di fulminazione diretta di un sostegno, dove non c'è alcun campo elettrico intorno al sostegno prima che il leader positivo verticale abbia colpito la sommità del sostegno. Sulla base di queste considerazioni, è possibile estendere l'impiego del modello di Hara e Yamamoto anche al palo gatto di stazione, che vede sempre onde di corrente in ingresso dalle funi di guardia dovute alle fulminazioni dirette sulle ultime campate delle linee afferenti alla stazione.

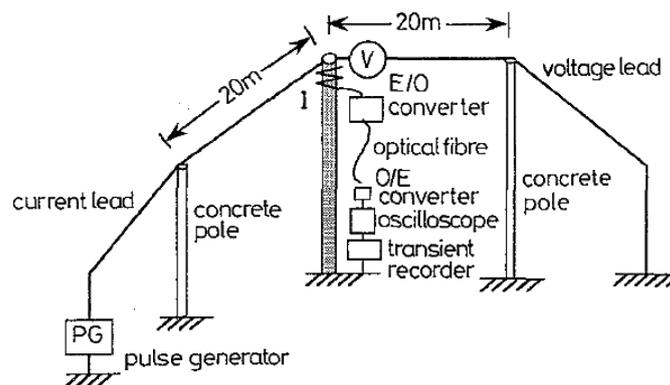


Figura 4.12: Configurazione di prova per la misura dell'impedenza d'onda di una struttura cilindrica verticale. [51]

²⁴ Questo allestimento di prova è simile a quello previsto dal "metodo della riflessione", nel quale il generatore di corrente impulsiva è posizionato a terra e collegato alla sommità del sostegno attraverso un conduttore; in questo caso, l'intero sostegno è illuminato dal campo TEM associato all'onda di corrente di corrente che viaggia lungo il conduttore. L'impedenza d'onda alla sommità del sostegno viene stimata osservando l'onda riflessa sul conduttore.

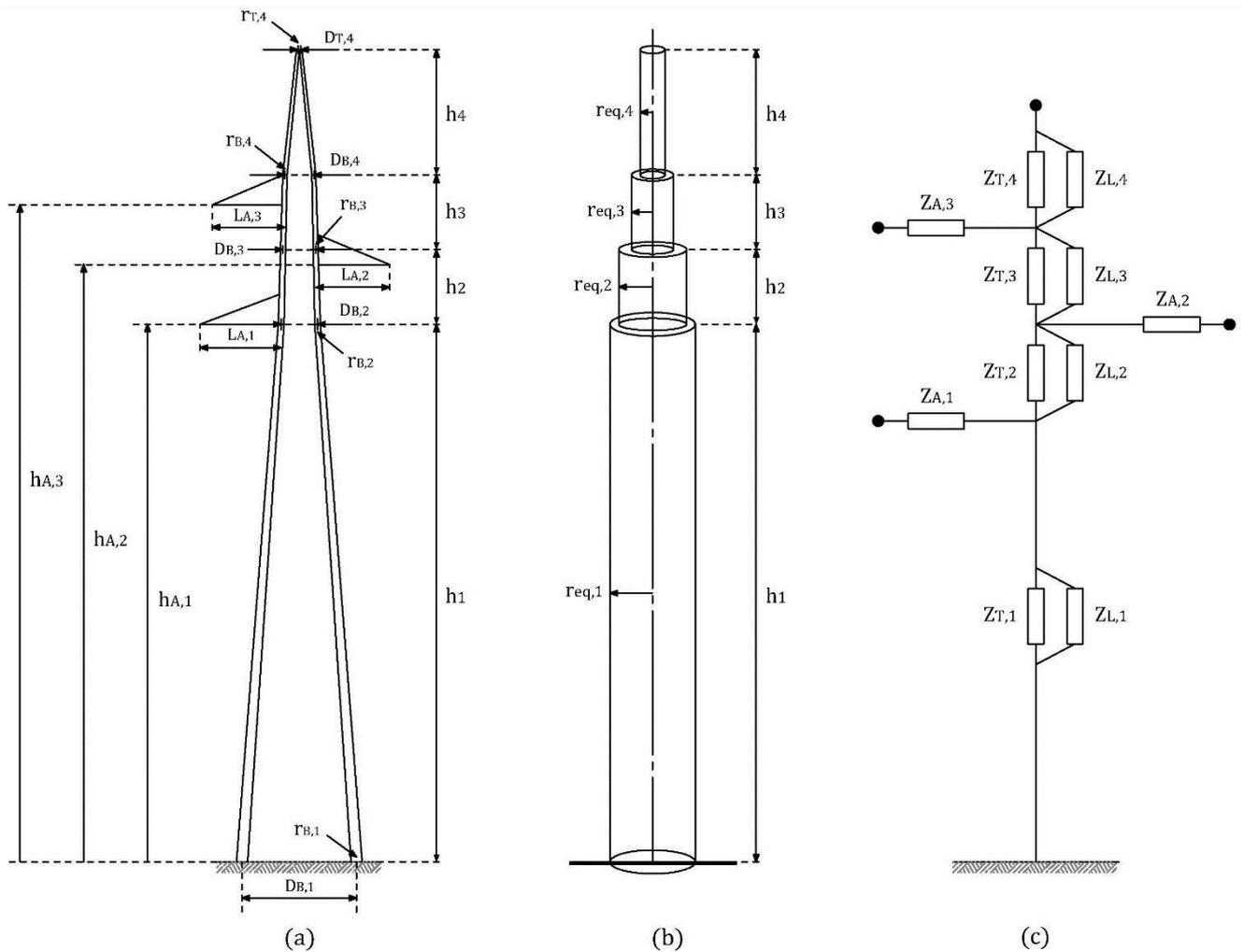


Figura 4.13: Sostegno di linea per i livelli di tensione 132-150 kV.

(a) Modello MTL equivalente. (b) Modello TL non uniforme. (c) Modello circuitale equivalente.

Con riferimento al sostegno di linea in Figura 4.13-a, se si rappresentano i montanti come conduttori tubolari paralleli tra loro e si trascurano le aste tra i montanti, il sostegno può essere modellato come una linea di trasmissione verticale multi-conduttore uniforme e priva di perdite, la cui impedenza d'onda può essere calcolata come:

$$Z = \frac{1}{4} \cdot (Z_{11} + 2 \cdot Z_{12} + Z_{13}) \quad [\Omega] \quad (4.27)$$

Nella (4.27) si è indicato con:

Z_{ii} : l'impedenza d'onda propria del montante i-esimo;

Z_{ij} : l'impedenza d'onda mutua tra il montante i-esimo e il montante j-esimo.

Tenendo conto della (4.26), le impedenze d'onda proprie e mutue possono essere espresse come:

$$Z_{ii} = 60 \cdot \ln \left(2\sqrt{2} \cdot \frac{h}{r} \right) - 120$$

$$Z_{ij} = 60 \cdot \ln \left(2\sqrt{2} \cdot \frac{h}{D_{ij}} \right) - 120 \quad [\Omega] \quad (4.28)$$

Nelle (4.28) si è indicato con:

r : il raggio del singolo montante tubolare;

D_{ij} : la distanza tra il montante i -esimo e il montante j -esimo.

È possibile ricondurre il modello MTL a un semplice modello TL²⁵, sostituendo alla linea verticale multi-conduttore un singolo conduttore cilindrico di raggio equivalente r_{eq} la cui impedenza d'onda può essere calcolata con la (4.26), ovvero:

$$Z_T = 60 \cdot \ln \left(2\sqrt{2} \cdot \frac{h}{r_{eq}} \right) - 120 \quad [\Omega] \quad (4.29)$$

Il raggio equivalente viene ricavato come media geometrica delle distanze mutue tra i montanti:

$$r_{eq} = \sqrt[4]{\sqrt{2} \cdot r \cdot D^3} = 2^{1/8} \cdot r^{1/4} \cdot D^{3/4} \quad (4.30)$$

Nella (4.30) si è indicato con:

r : il raggio del singolo montante tubolare;

D : la distanza tra due montanti adiacenti, come illustrato in Figura 4.14-a.

La (4.30) è stata ricavata nell'ipotesi che i montanti tubolari siano verticali, mentre nei sostegni reali i montanti presentano normalmente una certa inclinazione rispetto alla verticale; se si considera l'inclinazione dei montanti la (4.30) diventa:

$$r_{eq} = 2^{1/8} \cdot \left(\sqrt[3]{r_T \cdot r_B^2} \right)^{1/4} \cdot \left(\sqrt[3]{D_T \cdot D_B^2} \right)^{3/4} \quad (4.31)$$

Nella (4.31) si è indicato con:

r_B, r_T : il raggio del singolo montante tubolare, nella parte bassa e nella parte alta della sezione rispettivamente, come illustrato in Figura 4.14-b;

D_B, D_T : la distanza tra due montanti adiacenti, nella parte bassa e nella parte alta della sezione rispettivamente, come illustrato in Figura 4.14-b.

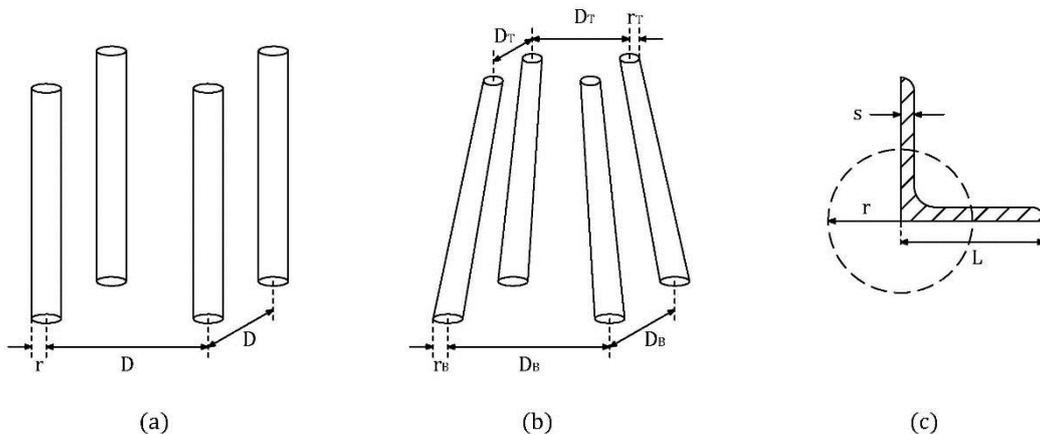


Figura 4.14: (a) Montanti tubolari verticali. (b) Montanti tubolari inclinati.
 (c) Angolari a lati uguali e raggio equivalente.

²⁵ Transmission vertical line model.

Nelle (4.30) e (4.31) si è ipotizzato che i montanti siano realizzati con conduttori tubolari, tuttavia i montanti reali sono realizzati con angolari a lati uguali, come illustrato in Figura 4.14-c; in questo caso è possibile rappresentare ciascun montante con un conduttore tubolare di raggio equivalente pari a metà della lunghezza laterale dell'angolare, ovvero $r = L/2$. La Tabella 4.9 riporta le tipologie di angolari utilizzati come montanti nei sostegni delle linee elettriche aeree 132-150 kV e il raggio dei conduttori tubolari equivalenti; si osserva che gli angolari presentano sezioni decrescenti con l'altezza.

Tabella 4.9: Tipologie di angolari dei sostegni per i livelli di tensione 132-150 kV e raggio dei conduttori tubolari equivalenti

Tipologia sostegno	Altezza utile [m]	Sezione del sostegno	Tipologia di angolare	Raggio equivalente, r [cm]
sospensione di tipo N	18	base + piedi	L 120x8A	6
		tronco + montante ausiliario	L 110x8A	5,5
			L 100x8A	5
		parte comune	L 80x7A	4
			L 75x5A	3,75
cimino	L 60x4A	3		
sospensione di tipo N	21	base + piedi	L 120x8A	6
		tronco	L 120x8A	6
			L 110x8A	5,5
		parte comune	L 80x7A	4
			L 75x5A	3,75
cimino	L 60x4A	3		
amarro di tipo C	18	base + piedi	L 150x14A	7,5
		tronco + montante ausiliario	L 150x13A	7,5
			L 140x13A	7
		parte comune	L 130x11A	6,5
			L 120x10A	6
cimino	L 100x6A	5		
amarro di tipo C	21	base + piedi	L 150x14A	7,5
		tronco	L 150x14A	7,5
			L 150x13A	7,5
		parte comune	L 130x11A	6,5
			L 120x10A	6
cimino	L 100x6A	5		
Palo gatto	15	base + piedi	L 200x24A	10
		tronco + elemento ausiliario	L 200x24A	10
			L 180x18A	9
			L 150x16A	7,5
		testa	L 140x15A	7
L 120x10A	6			

Nel caso in cui il sostegno sia costituito da più sezioni con differenti distanze tra montanti adiacenti, è possibile rappresentare il sostegno con più conduttori cilindrici in cascata aventi differenti raggi equivalenti r_{eq} , come illustrato in Figura 4.13-b per un sostegno di linea 132-150 kV. Il modello completo del sostegno si ottiene collegando in serie tra loro le impedenze d'onda di ciascuna sezione calcolate con la (4.29), come illustrato in Figura 4.13-c. Si osserva che il modello di Yara e Yamamoto, oltre ad essere classificato come modello MTL, può essere classificato anche come modello TL non uniforme, dal momento che il sostegno viene rappresentato con più linee di trasmissione a singolo conduttore collegate in serie tra loro e aventi differente impedenza d'onda.

Nel modello è possibile includere anche l'effetto delle aste che collegano tra loro i montanti, ponendo in parallelo alle linee di trasmissione che rappresentano ciascuna sezione del sostegno, un'ulteriore linea di trasmissione con impedenza d'onda pari a $Z_L = 9 \cdot Z_T$ e lunghezza pari a 1,5 volte la lunghezza della corrispondente sezione del sostegno, ovvero $L = 1,5 \cdot h$. Infatti, le misure sperimentali [51] mostrano che l'impedenza d'onda di un sostegno si riduce di circa il 10% se si considerano nel modello anche le aste di collegamento tra i montanti; inoltre, il tempo di propagazione aumenta in quanto una parte dell'energia associata alla corrente di fulmine si propaga lungo le aste orizzontali e inclinate che collegano i montanti.

Le mensole del sostegno possono essere rappresentate come linee di trasmissione parallele al terreno e aperte ad una estremità, aventi la stessa lunghezza della mensola e impedenza d'onda pari a:

$$Z_A = 60 \cdot \ln\left(\frac{2h_A}{r_A}\right) \quad [\Omega] \quad (4.32)$$

Nella (4.32) si è indicato con:

h_A : l'altezza da terra della mensola;

r_A : il raggio equivalente della mensola che, in caso di geometria non cilindrica, si assume pari a $\frac{1}{4}$ della larghezza della mensola nel punto di attacco alla parte comune del sostegno [51].

Si osserva che nei sostegni di linea per i livelli di tensione 132-150 kV il cimino è verticale e presenta dimensioni e lunghezza non trascurabili rispetto alle mensole, in particolare nei sostegni di tipo capolinea; dato che non è possibile modellare il cimino come una mensola orizzontale, allora questo deve essere necessariamente modellato come una sezione verticale del sostegno.

Il modello di Hara e Yamamoto risulta particolarmente adatto alla modellazione del palo gatto di stazione, la cui struttura differisce molto da quella dei sostegni di linea; infatti, la testa del palo gatto è studiata per consentire la discesa in stazione dei tre conduttori di linea. Come illustrato in Figura 4.15-a, la parte comune del sostegno alla quale sono collegate le mensole e i cimini è costituita da quattro sezioni tronco-piramidali raccordate nella parte superiore da una trave orizzontale. Nel circuito equivalente di Figura 4.15-c le sezioni tronco-piramidali sono state modellate come linee di trasmissione verticali, trascurando l'effetto della loro inclinazione, mentre la trave superiore è stata modellata come una mensola orizzontale. I cimini hanno dimensioni trascurabili rispetto alla parte comune del sostegno, per cui non vengono rappresentati nel circuito equivalente.

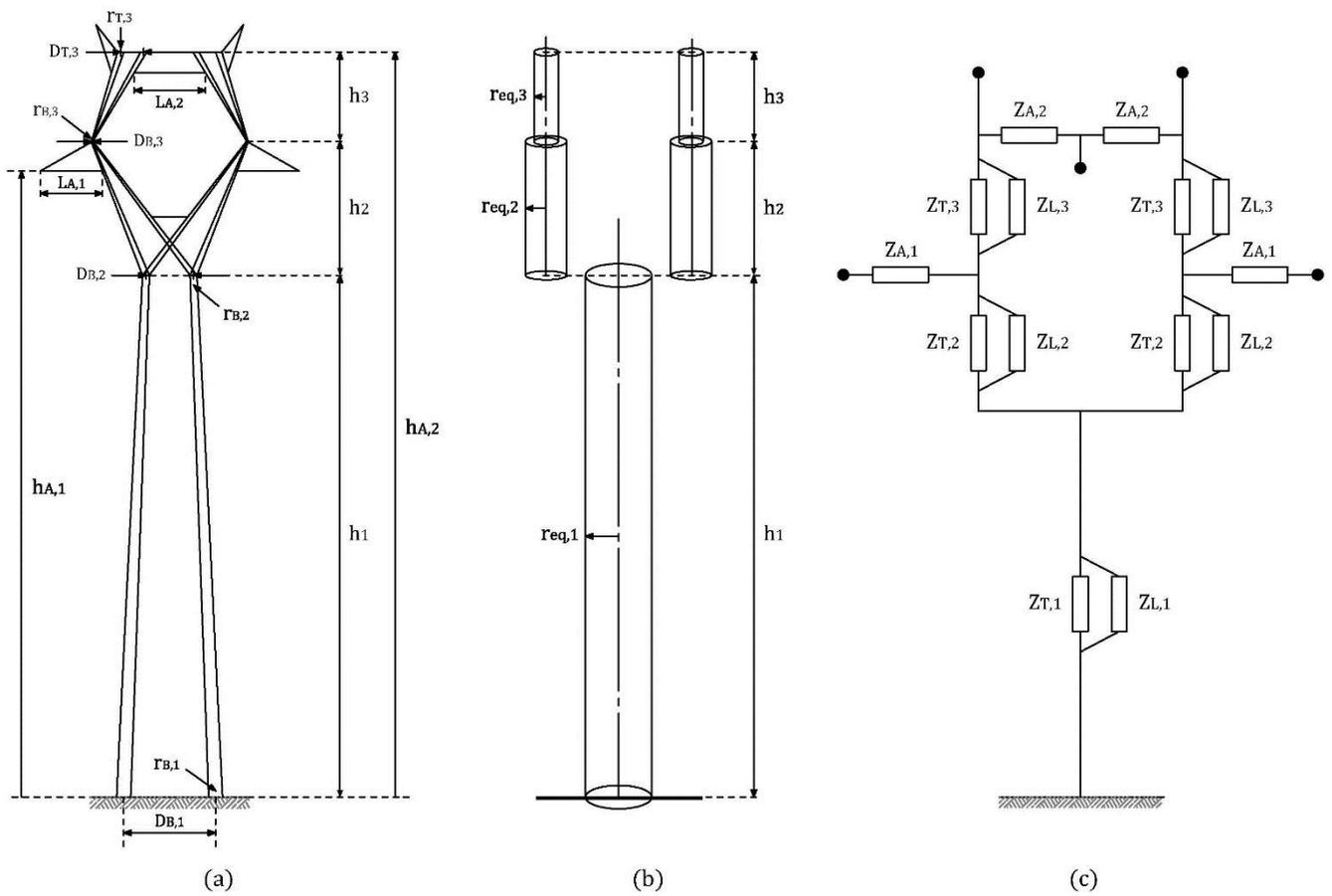


Figura 4.15: Palo gatto di stazione per i livelli di tensione 132-150 kV.

(a) Modello MTL equivalente. (b) Modello TL non uniforme. (c) Modello circuitale equivalente.

La Tabella 4.10 riporta le dimensioni caratteristiche dei sostegni di linea per i livelli di tensione 132-150 kV, con riferimento alla Figura 4.13-a.

Tabella 4.10: Dimensioni caratteristiche dei sostegni di linea per i livelli di tensione 132-150 kV

Tipologia sostegno	Altezza utile [m]	h ₁ [m]	h ₂ [m]	h ₃ [m]	h ₄ [m]	D _{B,1} [m]	D _{B,2} [m]	D _{B,3} [m]	D _{B,4} [m]	D _{T,4} [m]	r _{B,1} [cm]	r _{B,2} [cm]
sospensione di tipo N	18	20	2,5	2,4	2,35	3,6	1,1	0,9	0,7	0,06	6	5
	21	23	2,5	2,4	2,35	4	1,1	0,9	0,7	0,06	6	5,5
amarro di tipo C	18	18	2,5	2,5	4,2	4,2	1,4	1,25	1,1	0,1	7,5	7
	21	21	2,5	2,5	4,2	4,6	1,4	1,25	1,1	0,1	7,5	7,5
Tipologia sostegno	Altezza utile [m]	r _{B,3} [cm]	r _{B,4} [cm]	r _{T,4} [cm]	h _{A,1} [m]	h _{A,2} [m]	h _{A,3} [m]	L _{A,1} [m]	L _{A,2} [m]	L _{A,3} [m]	r _A [cm]	
sospensione di tipo N	18	4	3,75	3	20	22	24	2,95	2,5	2,5	25	
	21	4	3,75	3	23	25	27	2,95	2,5	2,5	25	
amarro di tipo C	18	6,5	6	5	18	20	22	2,6	2,3	2,3	25	
	21	6,5	6	5	21	23	25	2,6	2,3	2,3	25	

La Tabella 4.11 riporta le dimensioni caratteristiche del palo gatto di stazione per i livelli di tensione 132-150 kV, con riferimento alla Figura 4.15-a.

Tabella 4.11: Dimensioni caratteristiche del palo gatto per i livelli di tensione 132-150 kV

Tipologia sostegno	Altezza utile [m]	h_1 [m]	h_2 [m]	h_3 [m]	$D_{B,1}$ [m]	$D_{B,2}$ [m]	$D_{B,3}$ [m]	$D_{T,3}$ [m]	$r_{B,1}$ [cm]	$r_{B,2}$ [cm]
palo gatto	15	12,5	3,2	2,15	2,5	1,3	0,14	0,7	10	7,5
Tipologia sostegno	Altezza utile [m]	$r_{B,3}$ [cm]	$r_{T,3}$ [cm]	$h_{A,1}$ [m]	$L_{A,1}$ [m]	$r_{A,1}$ [cm]	$h_{A,2}$ [m]	$L_{A,2}$ [m]	$r_{A,2}$ [cm]	
palo gatto	15	7	6	15	1,5	20	17,85	0,85	12,5	

La Tabella 4.12 riporta i parametri del modello TL non uniforme e del modello circuitale equivalente dei sostegni di linea per i livelli di tensione 132-150 kV, con riferimento alle Figure 4.13-b e 4.13-c.

Tabella 4.12: Parametri del modello TL non uniforme e del modello circuitale equivalente dei sostegni di linea per i livelli di tensione 132-150 kV

Tipologia sostegno	Altezza utile [m]	$r_{eq,1}$ [m]	$r_{eq,2}$ [m]	$r_{eq,3}$ [m]	$r_{eq,4}$ [m]	$Z_{T,1}$ [Ω]	$Z_{T,2}$ [Ω]	$Z_{T,3}$ [Ω]	$Z_{T,4}$ [Ω]	$Z_{L,1}$ [Ω]	$Z_{L,2}$ [Ω]
sospensione di tipo N	18	1,03	0,52	0,42	0,2	120	37	47	92	1082	332
	21	1,10	0,53	0,42	0,2	125	36	47	92	1124	324
amarro di tipo C	18	1,26	0,70	0,63	0,31	102	19	25	98	915	171
	21	1,33	0,71	0,63	0,31	108	18	25	98	971	165
Tipologia sostegno	Altezza utile [m]	$Z_{L,3}$ [Ω]	$Z_{L,4}$ [Ω]	$L_{L,1}$ [m]	$L_{L,2}$ [m]	$L_{L,3}$ [m]	$L_{L,4}$ [m]	$Z_{A,1}$ [Ω]	$Z_{A,2}$ [Ω]	$Z_{A,3}$ [Ω]	
sospensione di tipo N	18	421	825	30	3,75	3,6	3,53	305	310	315	
	21	421	825	34,5	3,75	3,6	3,53	313	318	323	
amarro di tipo C	18	229	883	27	3,75	3,8	6,3	298	305	310	
	21	229	883	31,5	3,75	3,8	6,3	307	313	318	

La Tabella 4.13 riporta i parametri del modello TL non uniforme e del modello circuitale equivalente del palo gatto di stazione per i livelli di tensione 132-150 kV, con riferimento alle Figure 4.15-b e 4.15-c.

Tabella 4.13: Parametri del modello TL non uniforme e del modello circuitale equivalente del palo gatto per i livelli di tensione 132-150 kV

Tipologia sostegno	Altezza utile [m]	$r_{eq,1}$ [m]	$r_{eq,2}$ [m]	$r_{eq,3}$ [m]	$Z_{T,1}$ [Ω]	$Z_{T,2}$ [Ω]	$Z_{T,3}$ [Ω]	$Z_{L,1}$ [Ω]
palo gatto	15	1,01	0,40	0,19	93	68	88	840
Tipologia sostegno	Altezza utile [m]	$Z_{L,2}$ [Ω]	$Z_{L,3}$ [Ω]	$L_{L,1}$ [m]	$L_{L,2}$ [m]	$L_{L,3}$ [m]	$Z_{A,1}$ [Ω]	$Z_{A,2}$ [Ω]
palo gatto	15	610	793	18,75	4,8	3,23	301	339

4.3.5 Modelli “multistory”

Si è visto in precedenza che la propagazione in modo TEM tipica delle linee di trasmissione non rappresenta in modo corretto l'effettiva propagazione delle onde elettromagnetiche lungo il sostegno, almeno nei primi istanti dopo la fulminazione. Per riprodurre le effettive tensioni ai capi delle catene di isolatori, in particolare nei sostegni molto alti, è fondamentale simulare l'attenuazione e la distorsione delle onde viaggianti lungo il sostegno dovute alla propagazione non-TEM. I modelli “multistory” [47, 52] consentono di riprodurre le effettive tensioni ai capi delle catene di isolatori, introducendo nel modello della linea di trasmissione uniforme priva di perdite, degli elementi circuitali correttivi i cui parametri sono ricavati attraverso misure sperimentali e/o metodi numerici.

Tra i modelli “multistory” il più noto è il modello di Ishii e altri [52], che suddivide il sostegno in più sezioni ciascuna delle quali costituita dalla serie di una linea di trasmissione uniforme priva di perdite²⁶ e un circuito a parametri concentrati di tipo resistivo-induttivo, che riproduce l'attenuazione e la distorsione delle onde viaggianti. Il modello di Ishii e altri assume una velocità di propagazione pari a quella della luce, inoltre trascura le mensole e i cimini del sostegno.

Uno studio presentato in [53] conclude che il modello di Ishii e altri non è adeguato a rappresentare i sostegni delle linee di sub-trasmissione, in quanto l'impedenza d'onda del sostegno è stata ricavata per linee a 500 kV in doppia terna, inoltre i circuiti resistivo-induttivi producono sovratensioni eccessivamente elevate sulle catene di isolatori. Di conseguenza, in [53] si consiglia di semplificare il modello “multistory” eliminando i circuiti resistivo-induttivi; tale semplificazione riduce il modello a una semplice linea di trasmissione priva di perdite, per cui è preferibile rappresentare i sostegni delle linee aeree 132-150 kV direttamente con i modelli MTL descritti al paragrafo 4.3.4.

4.4 Velocità di propagazione dei sostegni 132-150 kV

I modelli analitici assumono tipicamente una velocità di propagazione delle onde elettromagnetiche pari alla velocità della luce. Tuttavia, a causa della tralicciatura la corrente segue una varietà di percorsi lungo le aste che collegano i montanti, con un conseguente ritardo nel tempo di propagazione; anche le mensole e i cimini del sostegno contribuiscono ad introdurre dei ritardi, incrementando la lunghezza media del percorso seguito dall'onda di corrente. I ritardi introdotti dalla tralicciatura del sostegno e dalle mensole comportano, quindi, un tempo di propagazione effettivo maggiore di quello teorico calcolato come $\tau = h/c_0$, con c_0 velocità della luce. Ad eccezione del modello MTL di Hara e Yamamoto [51], tutti i modelli analitici trascurano la presenza delle mensole e dei cimini nel calcolo dell'impedenza d'onda dei sostegni. Questa semplificazione è giustificata dal fatto che l'impedenza d'onda del sostegno e le sovratensioni ai capi delle catene di isolatori dovute a fulminazioni dirette dei sostegni e delle campate di linea, non sono influenzate in modo significativo dalla presenza delle mensole. Infatti, le mensole si comportano come tronchi di linea aperti ad un'estremità, di conseguenza l'onda di tensione raggiunge l'estremità aperta della mensola e raddoppia in ampiezza; tuttavia, l'incremento di

²⁶ Una linea di trasmissione priva di perdite non presenta fenomeni di attenuazione e distorsione delle onde viaggianti.

tensione viene rapidamente compensato dall'onda di tensione riflessa all'estremità opposta della mensola. Le mensole contribuiscono, inoltre, a ridurre temporaneamente l'impedenza d'onda del sostegno, in quanto drenano parte della corrente di fulmine; tuttavia, anche in questo caso la riduzione dell'impedenza d'onda è in generale trascurabile. Pertanto, la presenza delle mensole e dei cimini influenza principalmente il tempo di propagazione delle onde viaggianti.

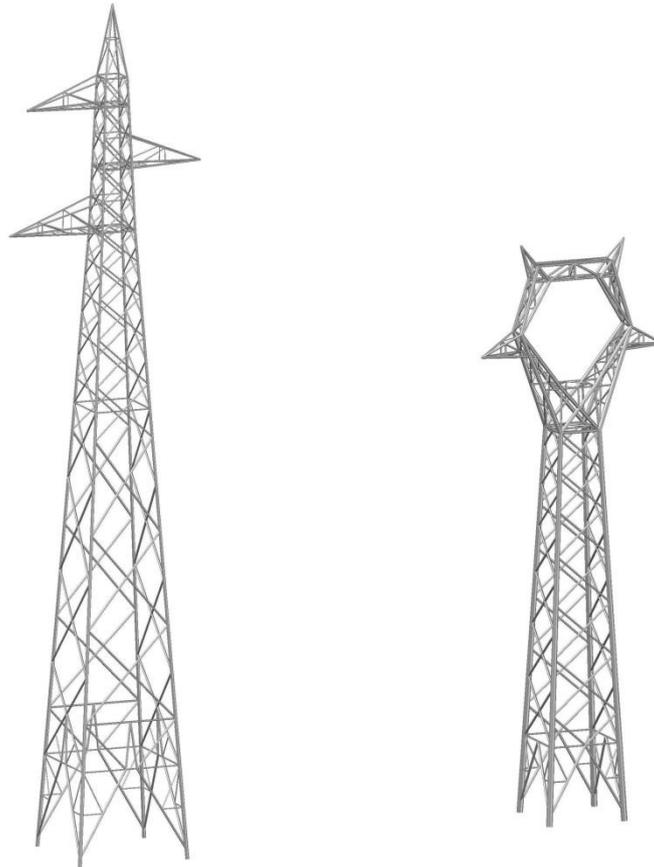


Figura 4.16: Sostegno di linea $H=18$ m e palo gatto $H=15$ m, per i livelli di tensione 132-150 kV.

Con riferimento ai sostegni in Figura 4.16, se si adotta la rappresentazione TL²⁷ è possibile stimare la velocità di propagazione delle onde viaggianti a partire dalla capacità che i sostegni presentano rispetto al piano di massa. È noto, infatti, che un tronco di linea uniforme, privo di perdite, di impedenza caratteristica Z e tempo di propagazione τ , aperto ad una estremità, equivale ad una capacità di valore pari a [54]:

$$C = \frac{\tau}{Z} \quad (4.33)$$

Pertanto, nota la capacità C e l'impedenza d'onda Z del sostegno, dalla (4.33) è possibile ricavare il tempo di propagazione $\tau = Z \cdot C$ e quindi la velocità di propagazione effettiva $c = h/\tau$, con h altezza del sostegno.

Per un sostegno di linea eccitato da una corrente verticale l'impedenza d'onda Z da impiegare nella (4.33) può essere calcolata con la (4.19) di Sargent e Darveniza per una struttura conica equivalente; come noto, l'impedenza d'onda di un cono verticale poggiato su un piano di massa è tempo-invariante fino a quando l'onda di corrente non viene riflessa dal piano di massa, di

²⁷ Transmission Vertical Line Model.

conseguenza la velocità di propagazione è, almeno in prima approssimazione, costante e indipendente dalla forma d'onda della corrente di eccitazione. Allo stesso modo, per il palo gatto di stazione eccitato da una corrente orizzontale a fronte ripido, l'impedenza d'onda Z da impiegare nella (4.33) può essere calcolata con la (4.24) di Chisholm e altri per una struttura conica invertita equivalente; dal momento che la (4.24) restituisce il valore medio dell'impedenza d'onda lungo il sostegno, la (4.33) restituisce a sua volta la velocità di propagazione media lungo il sostegno. Entrambi i modelli trascurano la presenza delle mensole e dei cimini, tuttavia tale approssimazione è accettabile in quanto le mensole e i cimini incrementano la superficie esterna del sostegno e quindi la sua capacità, senza modificare in modo sostanziale la sua impedenza d'onda [42].

Per il calcolo della capacità del sostegno, in [32] si raccomanda un metodo analitico approssimato basato sul fattore di forma di Chow e Yovanovich [55], definito come:

$$c_f = \frac{\sqrt{2Y}}{\ln(4Y)} \quad (4.34)$$

Nella (4.34) si è indicato con:

Y : il rapporto tra l'altezza massima e la larghezza massima del sostegno;

S : l'area della superficie esterna del sostegno in m^2 , nell'ipotesi di sostituire la tralicciatura del sostegno con una superficie conduttiva continua.

Noto il fattore di forma, è possibile ricavare la capacità del sostegno con la formula seguente:

$$C = \varepsilon_0 \cdot c_f \cdot \sqrt{4\pi S} \quad (4.35)$$

In alternativa al metodo analitico, in [56] si raccomanda l'utilizzo del metodo agli elementi finiti (FEM) per il calcolo della capacità dei sostegni. Il metodo FEM è una tecnica numerica per la ricerca di soluzioni approssimate a problemi descritti da equazioni differenziali alle derivate parziali (PDE). Sebbene il metodo alle differenze finite (FDTD) [24, 25] e il metodo dei momenti (MoM) [26, 27] siano concettualmente più semplici del metodo FEM, tuttavia il metodo FEM è più potente e versatile per gestire problemi che riguardano geometrie complesse e mezzi non omogenei. Nel metodo FEM l'intero dominio oggetto di studio viene discretizzato in sottodomini, detti appunto elementi finiti, ai quali vengono associate le equazioni che governano il problema. Attraverso il metodo di Galerkin si ricava, quindi, un sistema di equazioni determinato con dimensione corrispondente al numero di nodi nel dominio, che può essere facilmente risolto attraverso metodi tradizionali come il metodo di Newton-Raphson.

In particolare, la capacità del sostegno può essere ricavata indirettamente attraverso il calcolo agli elementi finiti dell'energia del campo elettrico immagazzinata tra il sostegno e il piano di massa, ovvero:

$$C = \frac{2W_e}{U^2} \quad (4.36)$$

Nella (4.36) si è indicato con:

W_e : l'energia immagazzinata nel campo elettrico;

U : il potenziale del sostegno rispetto al piano di massa.

Per il calcolo dell'energia del campo elettrico è stato utilizzato il modulo AC/DC del software COMSOL Multiphysics, nel quale sono stati importati i modelli tridimensionali semplificati rappresentati in Figura 4.17, ricavati rispettivamente dal sostegno per sospensione di tipo N e dal palo gatto di stazione in Figura 4.16. Infatti, è possibile ricondurre il modello reale dei sostegni alle sue forme geometriche di base sostituendo i montanti e le aste con una superficie conduttiva continua, in quanto la differenza di capacità tra il modello semplificato e il modello reale è trascurabile [56]. La simulazione è stata effettuata in condizioni elettrostatiche, ovvero ciascun punto del sostegno è stato posto allo stesso potenziale, per semplicità pari a 1 V; si è ipotizzato, inoltre, un piano di massa perfettamente conduttivo posto a potenziale nullo. Attorno a ciascun sostegno è stato modellato un volume d'aria sufficiente per simulare correttamente i campi elettrici nello spazio. Dato che le dimensioni del volume d'aria intorno al sostegno influenzano in modo significativo il valore dell'energia elettrostatica calcolata, si è provveduto ad aumentare progressivamente il volume sino a rendere trascurabili gli scostamenti nel valore dell'energia calcolata; come regola pratica, la dimensione minima del volume d'aria deve essere almeno pari a cinque volte l'altezza del sostegno.

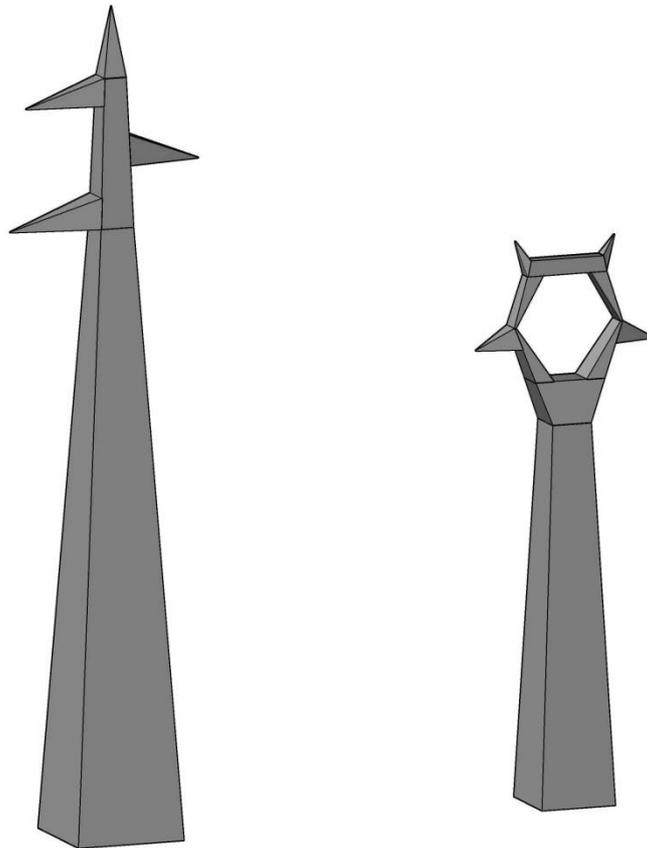


Figura 4.17: Modelli 3D semplificati del sostegno di linea $H=18$ m e del palo gatto $H=15$ m.

La Tabella 4.14 riporta il valore di capacità dei sostegni calcolato con la (4.36) e la corrispondente velocità di propagazione c per ciascuno dei valori di impedenza d'onda Z riportati in Tabella 4.6 per i sostegni per sospensione di tipo N con altezza utile pari a 18 m, e in Tabella 4.8 per il palo gatto di stazione con altezza utile pari a 15 m. Per il palo gatto le velocità riportate in tabella corrispondono ai valori medi lungo il sostegno. Si è indicato con r_m il raggio medio geometrico della struttura conica equivalente e con h l'altezza del sostegno.

Tabella 4.14: Capacità dei sostegni e corrispondenti velocità di propagazione

Tipologia sostegno	Altezza utile [m]	r_m [m]	Z [Ω]	h [m]	Capacità [nF]	c [m/ μ s]
sospensione di tipo N	18	1,80 ⁽¹⁾	179	27	0,74	2,04
		2,54 ⁽²⁾	158			2,31
		2,06 ⁽³⁾	171			2,13
		2,92 ⁽⁴⁾	150			2,43
palo gatto	15	3,80 ⁽³⁾	135	18,5	0,56	2,45
		5,37 ⁽⁴⁾	115			2,87

⁽¹⁾ Raggio della circonferenza inscritta in Figura 4.8-a.
⁽²⁾ Raggio della circonferenza circoscritta in Figura 4.8-b.
⁽³⁾ Formula (4.20) per circonferenza inscritta in Figura 4.8-a.
⁽⁴⁾ Formula (4.20) per circonferenza circoscritta in Figura 4.8-b.

Si osserva che il valore della velocità di propagazione calcolato per i sostegni di linea è all'incirca pari al 75% della velocità della luce ed è in accordo con il valore riportato in [34], misurato su sostegni di linea di altezza pari a 20 metri; per il palo gatto, invece, la velocità di propagazione media è maggiore ed è all'incirca pari al 90% della velocità della luce.

4.5 Sovratensioni per scarica di ritorno sulle linee elettriche aeree 132-150 kV

Come noto, tutti i fulmini con correnti maggiori di un determinato valore massimo I_M possono colpire il cimino di un sostegno o la fune di guardia di una linea elettrica aerea²⁸, causando una sovratensione ai capi delle catene di isolatori; se quest'ultima eccede la U_{50} dell'isolamento²⁹ si hanno scariche di ritorno³⁰ ai capi di una o più catene di isolatori, che determinano un guasto a terra della linea. Le scariche di ritorno sono responsabili della maggior parte dei fuori servizio delle linee elettriche aeree³¹; infatti, le sovratensioni sulla linea per scarica di ritorno presentano valori di cresta e pendenza del fronte dell'onda tipicamente maggiori di quelle dovute alla fulminazione diretta dei conduttori di fase per difetto di schermatura della linea. La probabilità di scarica di ritorno è maggiore nelle zone caratterizzate da elevati livelli ceraunici e da un'alta resistività del suolo; questa probabilità può essere ridotta installando una seconda fune di guardia, aumentando la U_{50} degli isolamenti, riducendo la resistenza dei dispersori di terra, oppure riducendo l'impedenza d'onda dei sostegni³².

²⁸ Il valore della corrente I_M per le linee elettriche aeree 132-150 kV unificate Terna, può essere determinato con l'ausilio del modello elettro-geometrico di Brown e Whitehead. Si veda il Capitolo 1, paragrafo 1.14.

²⁹ Tensione a cui corrisponde il 50% di probabilità di scarica per un'onda di tensione normalizzata applicata all'isolamento.

³⁰ Back-flashover. Si parla di scarica di ritorno in quanto la scarica avviene tra il sostegno e i conduttori di fase, in direzione opposta rispetto alle scariche tradizionali che avvengono tra i conduttori di fase e le parti a massa.

³¹ Si stima che tra il 40% e il 70% dei fuori servizio delle linee elettriche aeree siano dovuti a scariche di ritorno.

³² Ad esempio aumentando il loro raggio medio geometrico.

Quando un fulmine colpisce un sostegno di una linea elettrica aerea, si generano onde di tensione e di corrente che si propagano in parte lungo le funi di guardia delle due campate adiacenti, e in parte lungo il sostegno. Le onde viaggianti vengono rifratte e riflesse in corrispondenza delle discontinuità, quali ad esempio il punto di collegamento delle funi di guardia al cimino del sostegno, o i punti di collegamento del sostegno al suo dispersore di terra; le onde viaggianti si accoppiano, inoltre, con i conduttori di fase della linea.

Con riferimento alla Figura 4.18, la differenza di potenziale ai capi della catena di isolatori conseguente alla fulminazione del sostegno può essere espressa come:

$$U_I = U_{TA} - k \cdot U_{TT} \quad (4.37)$$

Nella (4.37) si è indicato con:

U_{TT} : la tensione alla sommità del sostegno;

U_{TA} : la tensione del sostegno nel punto opposto al conduttore di fase, ovvero nel punto di attacco della catena di isolatori alla mensola;

k : il fattore di accoppiamento tra la fune di guardia e i conduttori di fase.

Se $U_I > U_{50}$ si ha una scarica di ritorno ai capi della catena di isolatori.

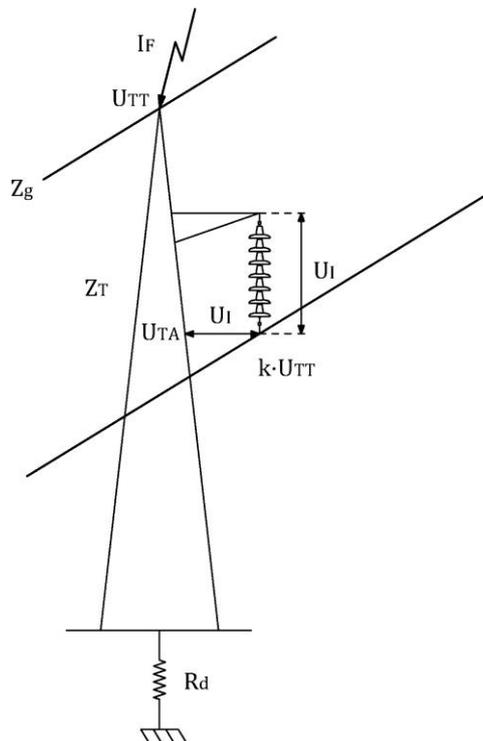


Figura 4.18: Sovratensione alla sommità del sostegno e ai capi delle catene di isolatori. [31]

Sebbene tutta la fune di guardia si porti allo stesso potenziale U_{TT} rispetto ai conduttori di fase della linea, tuttavia le distanze di isolamento a metà campata sono molto maggiori delle distanze di isolamento sulle catene di isolatori, per cui è possibile trascurare le scariche a metà campata e ipotizzare che la scarica avvenga sempre in corrispondenza del sostegno.

Per calcolare il tasso di scarica di ritorno di una linea elettrica aerea³³ è necessario conoscere il valore della corrente critica della linea I_C , ovvero il valore minimo della corrente di fulmine al disopra del quale si ha il cedimento dell'isolamento a seguito della fulminazione diretta di un sostegno o di una fune di guardia. La corrente critica della linea I_C è funzione della durata del fronte dell'onda di corrente t_f , la quale a sua volta è una grandezza statistica che dipende dal valore di cresta della corrente³⁴. In particolare, la tensione ai capi delle catene di isolatori aumenta al diminuire della durata del fronte dell'onda di corrente, di conseguenza la corrente critica di scarica aumenta al crescere della durata del fronte dell'onda. Occorre considerare che le fulminazioni dirette dei sostegni determinano sovratensioni sulle catene di isolatori maggiori di quelle prodotte dalle fulminazioni che colpiscono le funi di guardia; pertanto, ipotizzando che tutti i fulmini colpiscano i sostegni si otterrebbero dei tassi di scarica di ritorno molto maggiori di quelli reali. Per semplicità, si preferisce comunque calcolare il tasso di scarica di ritorno ipotizzando che tutte le fulminazioni colpiscano i sostegni della linea, applicando poi un opportuno coefficiente di riduzione³⁵ che tiene conto della quota parte di fulminazioni che interessano le funi di guardia.

In Figura 4.19 è riportato il modello implementato in ATP-EMTP per la determinazione del valore minimo della corrente critica I_C di una linea elettrica aerea 132-150 kV. Per quanto detto in precedenza, nel modello viene considerata la fulminazione diretta di un sostegno della linea, a cui corrispondono le massime sovratensioni ai capi delle catene di isolatori.

Per lo studio dei fenomeni di scarica di ritorno è sufficiente modellare solo poche campate di linea, in quanto la scarica sulla catena di isolatori avviene normalmente nell'intorno del valore di cresta della tensione, e raramente dopo 10 μ s dalla fulminazione. In particolare, sono state modellate quattro campate di linea a entrambi i lati del sostegno colpito dal fulmine, corrispondenti in totale a circa 3 km di linea. La singola campata di linea viene rappresentata in ATP-EMTP mediante il modello di linea a costanti distribuite dipendenti dalla frequenza di J.R. Marti.

La Tabella 4.15 riporta i dati nel formato richiesto dalla routine LINE CONSTANTS, per il calcolo dei parametri delle campate con conduttore ACSR Ø22,8 a tiro pieno.

Tabella 4.15: Routine LINE CONSTANTS. Campate con conduttori ACSR Ø22,8 a tiro pieno

Conduttore	Length [km]	R _{in} [cm]	R _{out} [cm]	RESIS [Ω/km]	Horiz [m]	V _{Tower} [m]	V _{Mid} [m]
Fase 4	0,35	0,42	1,14	0,109	3	20	11,6
Fase 12	0,35	0,42	1,14	0,109	-2,9	22	13,6
Fase 8	0,35	0,42	1,14	0,109	-3,5	18	9,6
Fune di guardia	0,35	0	0,575	1,052	0	27,3	19,9

³³ Back-Flashover rate (BFR).

³⁴ Si parla di distribuzione condizionata di t_f dato il valore di cresta della corrente di fulmine I_{cr} , ovvero $y(t_f|I_{cr})$.

³⁵ In [31, 32] si raccomanda un coefficiente di riduzione pari a 0,6.

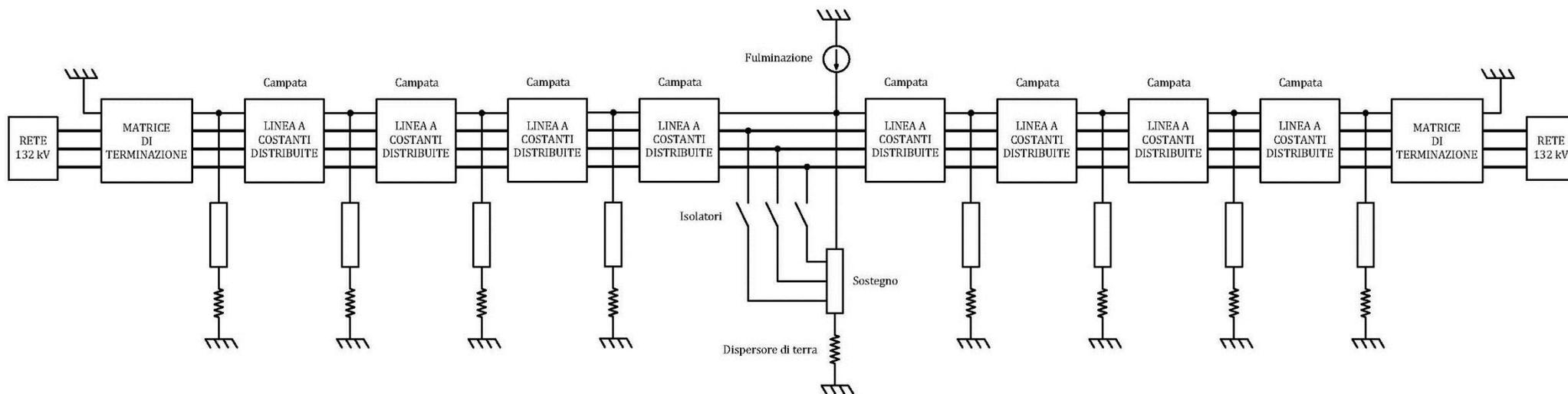


Figura 4.19: Linea elettrica aerea 132-150 kV interessata da fulminazione diretta di un sostegno.
 Modello per la determinazione della corrente critica della linea, I_C .

La Tabella 4.16 riporta i dati nel formato richiesto dalla routine LINE CONSTANTS, per il calcolo dei parametri delle campate con conduttore ACSR Ø31,5 a tiro ridotto.

Tabella 4.16: Routine LINE CONSTANTS. Campate con conduttori ACSR Ø31,5 a tiro ridotto

Conduttore	Length [km]	R _{in} [cm]	R _{out} [cm]	RESIS [Ω/km]	H _{horiz} [m]	V _{Tower} [m]	V _{Mid} [m]
Fase 4	0,35	0,525	1,575	0,05564	3	23	9,6
Fase 12	0,35	0,525	1,575	0,05564	-2,9	25	11,6
Fase 8	0,35	0,525	1,575	0,05564	-3,5	21	7,6
Fune di guardia	0,35	0	0,575	1,052	0	30,3	22,9

La Tabella 4.17 riporta i parametri richiesti dalla routine JMARTI SETUP che genera il modello di linea di J.R. Marti; la matrice di trasformazione modale viene calcolata alla frequenza di 5 kHz³⁶, come raccomandato in [57].

Tabella 4.17: Parametri del modello di J.R. Marti per le linee aeree

Freq. init. [Hz]	Decadi	Punti per decade	Frequenza di calcolo della matrice [T ₁] [kHz]	Frequenza di rete [Hz]
0,005	8	10	5	50

Il modello di linea trascura l'effetto corona, operando in questo modo con un criterio di maggior sicurezza. Infatti, l'effetto corona contribuisce a ridurre l'impedenza d'onda della fune di guardia e quindi ad aumentare il fattore di accoppiamento tra la fune di guardia e i conduttori di fase, riducendo quindi la sovratensione ai capi della catena di isolatori.

Per evitare riflessioni alle due estremità della linea, queste vengono chiuse su una matrice di terminazione costituita dalle impedenze caratteristiche proprie e mutue dei conduttori della linea; le impedenze caratteristiche vengono calcolate con l'ausilio della routine LINE CONSTANTS alla frequenza naturale della linea da terminare. Per completezza, devono essere incluse nel modello anche le tensioni di fase nell'istante in cui il fulmine colpisce il sostegno, che possono sommarsi o sottrarsi alla tensione indotta sui conduttori di fase. La rete a 132 kV viene rappresentata attraverso generatori ideali di tensione collegati a entrambe le matrici di terminazione; non è necessario rappresentare l'impedenza di cortocircuito della rete a monte. Sebbene sia necessario considerare una distribuzione statistica delle tensioni di fase nell'istante della fulminazione, tuttavia è possibile in prima approssimazione fissare la tensione dei generatori al valore massimo della tensione di esercizio³⁷ e variare l'angolo di fase di un intervallo costante pari a 60°, come illustrato in Figura 4.20 [58].

³⁶ Per la modellazione delle linee aeree 132-150 kV unificate Terna può essere indifferentemente utilizzata una qualsiasi frequenza di calcolo della matrice di trasformazione modale, compresa tra 5 kHz e 500 kHz. Si veda il Capitolo 1, paragrafo 1.14.

³⁷ Sul livello di tensione 132 kV la massima tensione di esercizio è pari a $145 \text{ kV} / \sqrt{3} = 84 \text{ kV}$, mentre sul livello di tensione 150 kV la massima tensione di esercizio è pari a $170 \text{ kV} / \sqrt{3} = 98 \text{ kV}$.

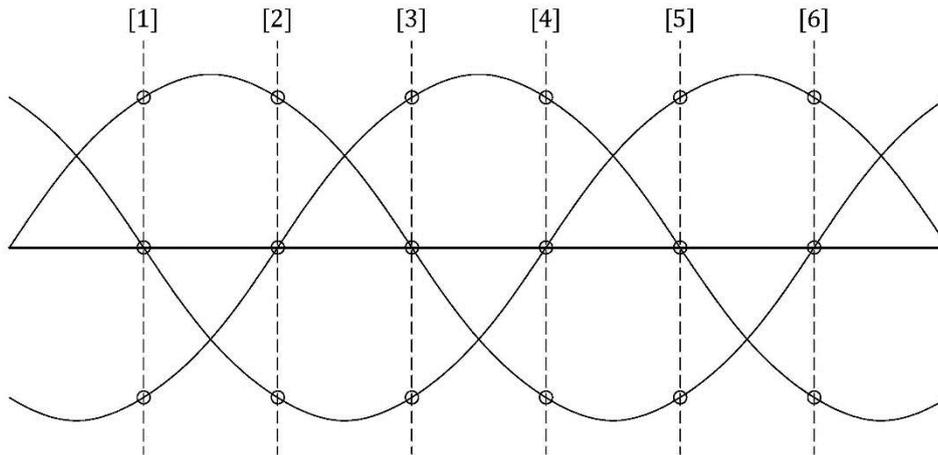


Figura 4.20: Scelta ottimizzata degli angoli di fase delle tensioni di esercizio. [58]

La fulminazione viene rappresentata con un generatore di corrente collegato al cimino del sostegno colpito dal fulmine. La corrente di fulmine viene simulata mediante il modello CIGRE, i cui parametri sono riportati in Tabella 4.18; come nel caso di fulminazione diretta dei conduttori di fase per difetto di schermatura della linea, anche per la fulminazione diretta dei sostegni si fa normalmente riferimento ai primi colpi di fulmini negativi discendenti.

Tabella 4.18: Parametri del modello CIGRE, primo colpo di fulmine negativo discendente

I_{cr} [kA]	S_m [kA/μs]	t_f [μs]	t_h [μs]
≥ 10	29,1	0,5 ÷ 16	91,5

Vengono considerate differenti durate del fronte dell'onda della corrente di fulmine, da un valore minimo pari a $t_f = 0,5 \mu s$ a un valore massimo pari a $t_f = 16 \mu s$; per ciascun valore di t_f e per ciascun angolo di fase delle tensioni di alimentazione, il valore di cresta della corrente di fulmine viene progressivamente aumentato a partire da un valore minimo pari a 10 kA³⁸, sino al cedimento dell'isolamento della linea. In questo modo è possibile determinare il valore minimo della corrente critica della linea I_C , per ciascuna durata del fronte dell'onda di corrente.

I sostegni di linea sono stati rappresentati con il modello MTL di Hara e Yamamoto che, rispetto ad altri modelli analitici, consente di modellare anche le mensole e i cimini; sono stati rappresentati anche i sostegni adiacenti a quello colpito dal fulmine, per tenere conto del loro effetto di mitigazione sulle sovratensioni. Sono stati modellati sostegni per sospensione di tipo N con altezza utile pari a 18 metri per campate con conduttori ACSR Ø22,8 a tiro pieno, e sostegni per sospensione di tipo N con altezza utile pari a 21 metri per campate con conduttori ACSR Ø31,5 a tiro ridotto. I parametri del modello di Hara e Yamamoto per sostegni per sospensione di tipo N sono riportati in Tabella 4.12; si è assunta una velocità di propagazione delle onde lungo il sostegno pari al 75% della velocità della luce³⁹.

³⁸ Valore di corrente al disotto del quale si ha un difetto di schermatura delle linee 132-150 kV, ovvero il fulmine colpisce i conduttori di fase. Si veda il Capitolo 1, paragrafo 1.14.

³⁹ Si veda il paragrafo 4.4.

Le catene di isolatori del sostegno colpito dal fulmine sono state rappresentate con il leader progression model di Motoyama [59], che consente di simulare l'effettivo comportamento alla scarica dell'isolamento per onde di tensione diverse da quella normalizzata. In particolare, una catena di isolatori sottoposta alla sovratensione prodotta da un fulmine di polarità negativa che colpisce il sostegno, è assimilabile ad uno spinterometro asta-asta dissimmetrico sottoposto ad una sovratensione di polarità positiva applicata tra il conduttore di fase e il piano di massa. Di conseguenza, per il modello di Motoyama vengono utilizzati i parametri ricavati per una catena di isolatori di linea sottoposti a un'onda di tensione di polarità positiva applicata tra il conduttore di fase e la mensola, riportati in Tabella 4.19⁴⁰. Per semplicità, le catene di isolatori dei sostegni adiacenti sono state modellate con la sola capacità equivalente, pari rispettivamente a 5,5 pF⁴¹.

Tabella 4.19: Parametri del modello di Motoyama per catene di isolatori di linea, polarità positiva

D [m]	k ₁ [kV/m]	k ₂ [kV]	k _A [m ² /Vs]	k _B [m ² /Vs]	E ₀ [kV/m]
1,15	430	190	2,9	2,9	580

Si assume una resistività media del terreno pari a 600 Ωm (resistività medio-alta, tipica ad esempio delle zone di montagna), a cui corrisponde l'impiego di dispositivi di messa a terra unificati Terna tipo MT4. In particolare, per il sostegno colpito dal fulmine viene simulata la risposta transitoria del dispersore attraverso il circuito equivalente in Tabella 4.20, mentre i restanti sostegni vengono collegati ad una resistenza di valore costante pari alla resistenza di dispersione a frequenza industriale del dispersore unificato MT4, ovvero 18,3 Ω⁴². Si trascurano i fenomeni di ionizzazione del terreno dovuti alle correnti di fulmine drenate dai dispersori di terra, operando in questo modo con un criterio di maggior sicurezza.

Tabella 4.20: Circuito equivalente e parametri del dispositivo di messa a terra MT4

MT4		$R_0 = 3,81326151 \cdot 10^1 \Omega$ $C_0 = 2,0 \cdot 10^{-10} \mu F$ $R_1 = -4,61951039 \cdot 10^1 \Omega$ $L_1 = -2,15952382 \cdot 10^{-3} \text{ mH}$ $R_2 = -1,31940807 \cdot 10^1 \Omega$ $L_2 = 2,64046247 \cdot 10^{-3} \text{ mH}$ $G_2 = 1/(3,39469783 \cdot 10^1) \Omega^{-1}$ $C_2 = 1,10442363 \cdot 10^{-3} \mu F$
-----	--	--

⁴⁰ Si veda il Capitolo 3, paragrafo 3.4.

⁴¹ Si veda il Capitolo 3, paragrafo 3.1.

⁴² Si veda il Capitolo 2, paragrafo 2.4.

La Figura 4.21 riporta l'andamento del valore minimo della corrente critica I_C in funzione della durata del fronte dell'onda di corrente, per una linea aerea 132-150 kV equipaggiata con conduttori ACSR Ø22,8 a tiro pieno e per terreno di resistività pari a 600 Ωm.

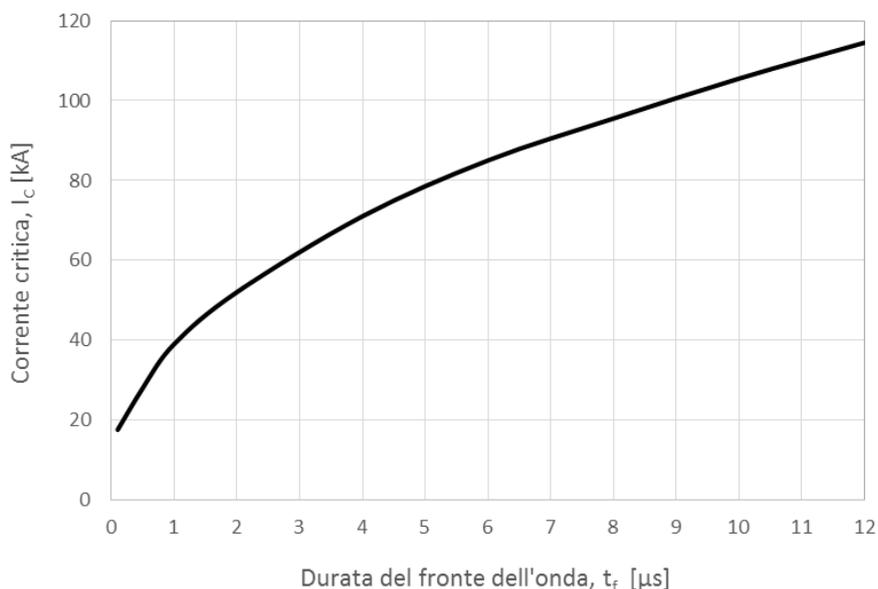


Figura 4.21: Valore minimo della corrente critica in funzione della durata del fronte dell'onda.
Linea aerea 132-150 kV con conduttori ACSR Ø22,8 a tiro pieno, resistività del terreno pari a 600 Ωm.

La Figura 4.22 riporta l'andamento della tensione ai capi delle catene di isolatori di una linea aerea 132-150 kV equipaggiata con conduttori ACSR Ø22,8 a tiro pieno, per una durata del fronte dell'onda di corrente pari a $t_f = 0,5 \mu$ s e per un valore di cresta della corrente pari a 25 kA, inferiore al valore minimo della corrente critica I_C in Figura 4.21.

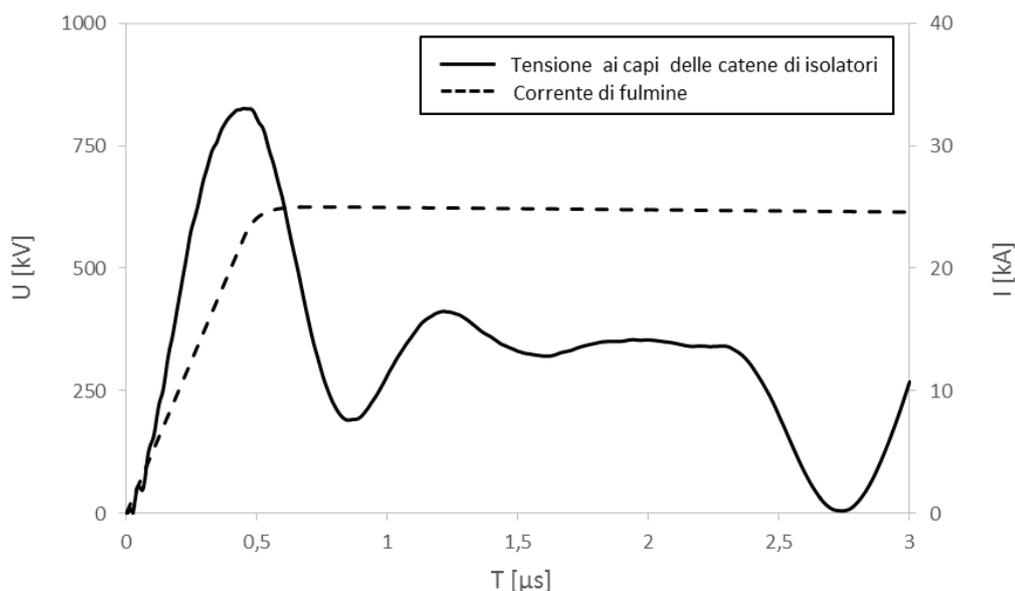


Figura 4.22: Andamento della tensione ai capi delle catene di isolatori, linea aerea 132-150 kV con conduttori ACSR Ø22,8 a tiro pieno, durata del fronte dell'onda di corrente pari a $t_f = 0,5 \mu$ s.

La Figura 4.23 riporta l'andamento della tensione ai capi delle catene di isolatori di una linea aerea 132-150 kV equipaggiata con conduttori ACSR Ø22,8 a tiro pieno, per una durata del fronte dell'onda di corrente pari a $t_f = 8 \mu\text{s}$ e per un valore di cresta della corrente pari a 90 kA, inferiore al valore minimo della corrente critica I_C in Figura 4.21.

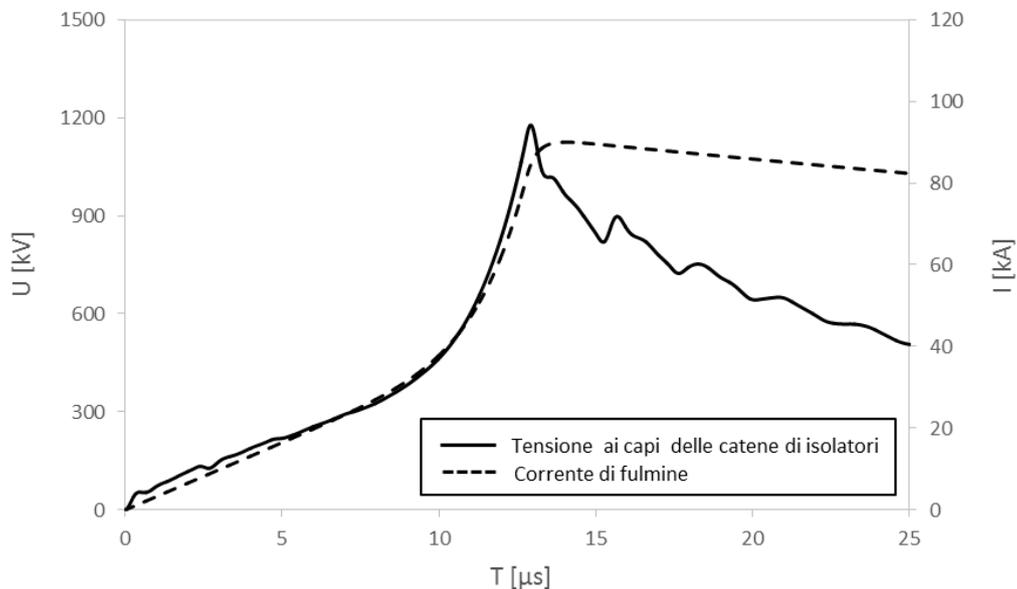


Figura 4.23: Andamento della tensione ai capi delle catene di isolatori, linea aerea 132-150 kV con conduttori ACSR Ø22,8 a tiro pieno, durata del fronte dell'onda di corrente pari a $t_f = 8 \mu\text{s}$.

La Figura 4.24 riporta l'andamento del valore minimo della corrente critica I_C in funzione della durata del fronte dell'onda di corrente, per una linea aerea 132-150 kV equipaggiata con conduttori ACSR Ø31,5 a tiro ridotto e per terreno di resistività pari a $600 \Omega\text{m}$.

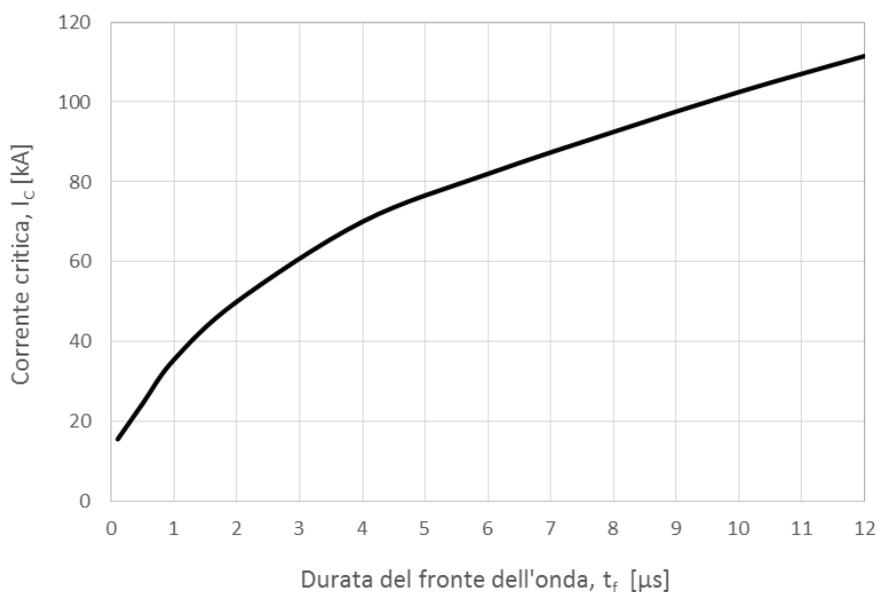


Figura 4.24: Valore minimo della corrente critica in funzione della durata del fronte dell'onda. Linea aerea 132-150 kV con conduttori ACSR Ø31,5 a tiro ridotto, resistività del terreno pari a $600 \Omega\text{m}$.

La Figura 4.25 riporta l'andamento della tensione ai capi delle catene di isolatori di una linea aerea 132-150 kV equipaggiata con conduttori ACSR Ø31,5 a tiro ridotto, per una durata del fronte dell'onda di corrente pari a $t_f = 0,5 \mu s$ e per un valore di cresta della corrente pari a 20 kA, inferiore al valore minimo della corrente critica I_C in Figura 4.24.

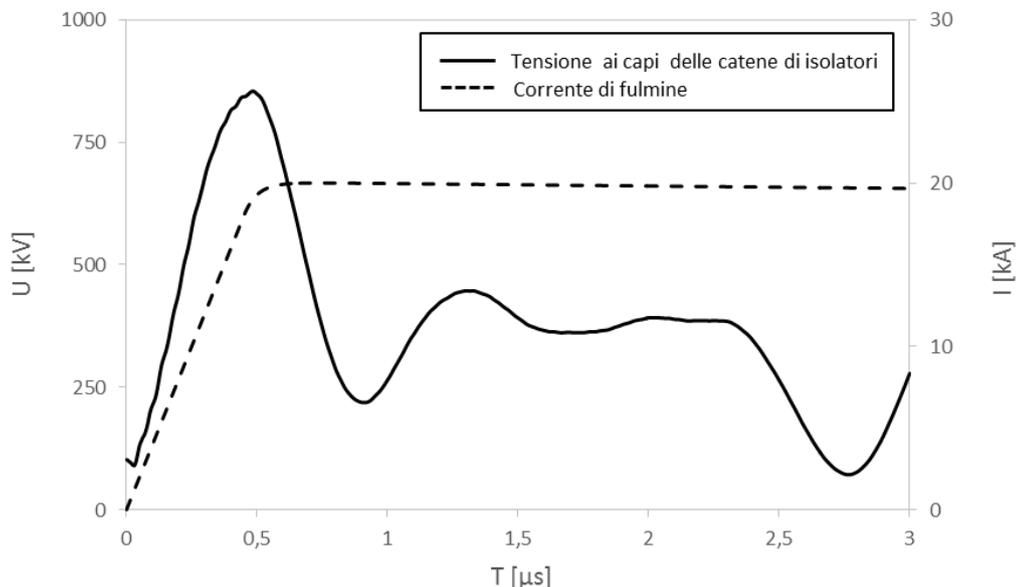


Figura 4.25: Andamento della tensione ai capi di una catena di isolatori, linea aerea 132-150 kV con conduttori ACSR Ø31,5 a tiro ridotto, durata del fronte dell'onda di corrente pari a $t_f = 0,5 \mu s$.

La Figura 4.26 riporta l'andamento della tensione ai capi delle catene di isolatori di una linea aerea 132-150 kV equipaggiata con conduttori ACSR Ø31,5 a tiro ridotto, per una durata del fronte dell'onda di corrente pari a $t_f = 8 \mu s$ e per un valore di cresta della corrente pari a 90 kA, inferiore al valore minimo della corrente critica I_C in Figura 4.24.

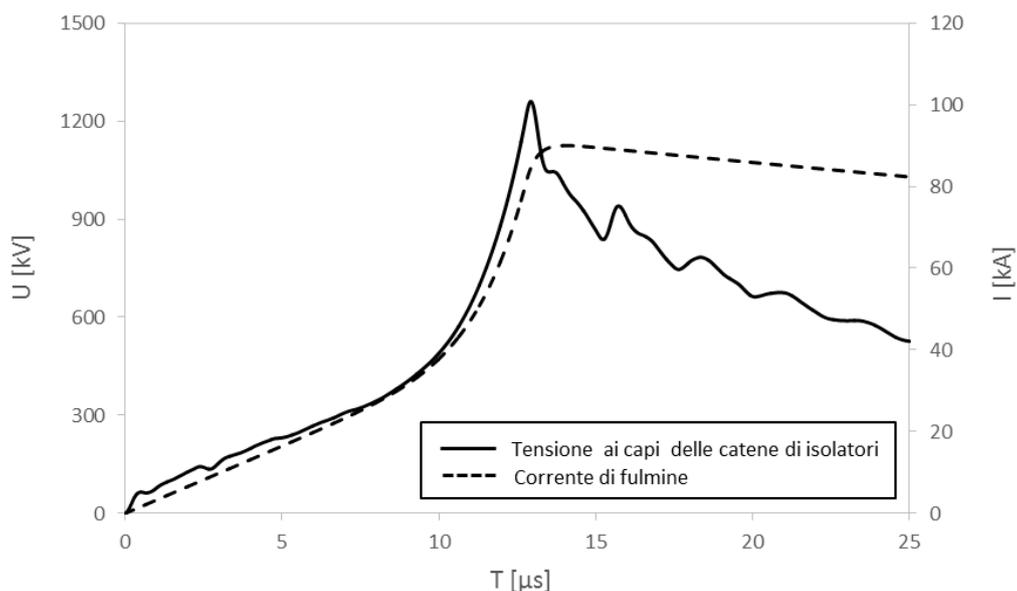


Figura 4.26: Andamento della tensione ai capi di una catena di isolatori, linea aerea 132-150 kV con conduttori ACSR Ø31,5 a tiro ridotto, durata del fronte dell'onda di corrente pari a $t_f = 8 \mu s$.

Si osserva che la tensione ai capi della catena di isolatori raggiunge il valore di cresta in corrispondenza della pendenza massima del fronte dell'onda di corrente⁴³. Inoltre, essendo il tempo di propagazione dell'onda di corrente lungo il sostegno circa pari a $\tau = 0,13 \mu s$, la tensione ai capi della catena di isolatori raggiunge il valore di cresta sempre in un tempo maggiore di 2τ ; di conseguenza, la scelta dell'istante di tempo $t^* = 2\tau$ per il calcolo dell'impedenza d'onda di un sostegno⁴⁴ non è giustificata. Tuttavia, tale approssimazione viene comunemente accettata nella pratica in quanto il tasso di guasto delle linee elettriche aeree dovuto alle scariche di ritorno è influenzato più dal valore dell'impedenza transitoria dei dispersori di terra, che dal valore dell'impedenza d'onda dei sostegni [31].

4.6 Tasso di scarica di ritorno delle linee elettriche aeree 132-150 kV

Il tasso di scarica di ritorno (BFR) di una linea elettrica aerea è definito come:

$$BFR = 0,6 \cdot N_L \cdot P(I \geq I_C) = 0,6 \cdot N_L \cdot \int_{I_C}^{\infty} f(I) dI \quad (4.38)$$

Nella (4.38) si è indicato con:

N_L : il numero di fulmini che cadono su 100 km di fune di guardia in un anno;

I_C : la corrente critica della linea per una specifica durata t_f del fronte dell'onda di corrente, in kA;

$P(I \geq I_C)$: la probabilità di scarica della linea a seguito di fulminazione di un sostegno o di una fune di guardia, ovvero la probabilità che la corrente di fulmine I ecceda la corrente critica I_C della linea.

La (4.38) assume per semplicità che tutte le fulminazioni cadano sui sostegni della linea, applicando un coefficiente di riduzione pari a 0,6 che tiene conto della quota parte di fulminazioni che interessano le funi di guardia⁴⁵ [31, 32]. Il BFR viene tipicamente valutato per 100 km di linea, nonostante la lunghezza massima delle linee aeree 132-150 kV in Italia sia pari a 50 km.

Dal momento che la corrente critica della linea I_C aumenta al crescere della durata t_f del fronte dell'onda di corrente, la (4.38) restituisce differenti valori di BFR per ciascuna durata del fronte, ovvero:

$$BFR|t_f = 0,6 \cdot N_L \cdot \int_{I_C}^{\infty} f(I|t_f) dI \quad (4.39)$$

Nella (4.39) si è indicato con:

t_f : la durata del fronte dell'onda di corrente, in μs ;

$f(I|t_f)$: la funzione di distribuzione statistica condizionata della corrente di fulmine I , data la durata t_f del fronte dell'onda di corrente.

Considerando ogni possibile durata del fronte dell'onda di corrente, si ottiene:

⁴³ Nel modello CIGRE la pendenza del fronte dell'onda di corrente è massima in corrispondenza del valore di cresta.

⁴⁴ Si veda il paragrafo 4.3.

⁴⁵ Si veda il paragrafo 4.5.

$$BFR = 0,6 \cdot N_L \cdot \int_0^\infty \int_{I_c}^\infty f(I|t_f) \cdot f(t_f) dI dt_f \quad (4.40)$$

avendo indicato con $f(t_f)$ la funzione di distribuzione statistica della durata t_f del fronte dell'onda di corrente.

Il calcolo del BFR può essere semplificato considerando un solo valore equivalente del fronte dell'onda di corrente t_f^* , corrispondente al valore mediano della funzione $f(t_f|I)$ ⁴⁶. Il valore mediano e la deviazione standard logaritmica della funzione di distribuzione statistica condizionata $f(t_f|I)$ per i primi colpi di fulmini negativi discendenti con corrente maggiore di 20 kA sono riportati in [32] e valgono rispettivamente:

$$M = 0,906 \cdot I^{0,411} \quad \beta = 0,494 \quad (4.41)$$

Il valore equivalente del fronte dell'onda t_f^* e il corrispondente valore della corrente critica I_c^* da utilizzare nella (4.39) per il calcolo del BFR della linea possono essere ricavati confrontando le curve $I_c(t_f)$ e la curva $t_f = 0,906 \cdot I_c^{0,411}$, come illustrato nelle Figure 4.27 e 4.28 per linee aeree con conduttori ACSR Ø22,8 a tiro pieno e conduttori ACSR Ø31,5 a tiro ridotto, rispettivamente.

Tabella 4.21: Valore equivalente del fronte dell'onda e corrispondente valore della corrente critica per linee aeree 132-150 kV, resistività del terreno pari a 600 Ωm

Livello di tensione [kV]	Resistività terreno [Ωm]	Tipologia conduttore	t_f^* [μs]	I_c^* [kA]
132-150	600	ACSR Ø22,8	5,52	81,3
		ACSR Ø31,5	5,46	79,1

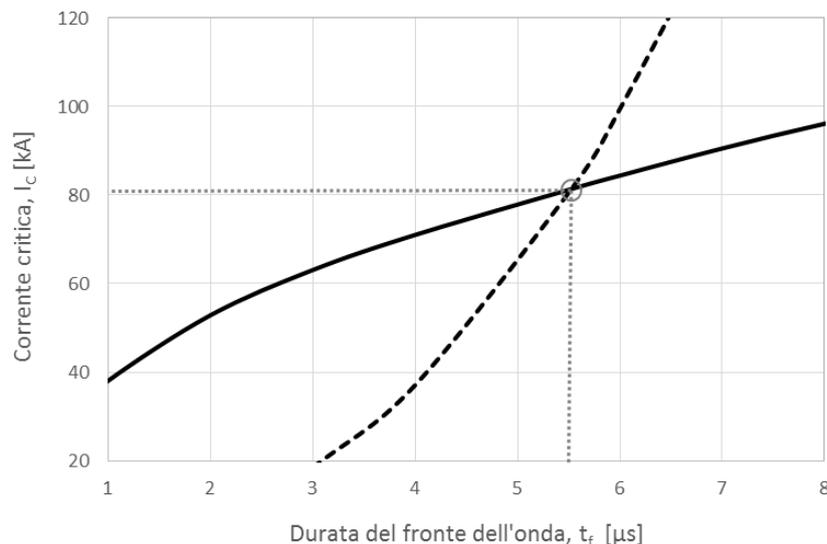


Figura 4.27: Valore equivalente del fronte dell'onda e corrente critica per linee aeree 132-150 kV con conduttori ACSR Ø22,8 a tiro pieno, resistività del terreno pari a 600 Ωm.

⁴⁶ Il BFR calcolato con la (4.39) data la durata equivalente del fronte dell'onda $t_f^* = M_{t_f|I}$, coincide con il BFR che si otterrebbe calcolando la (4.40) per ogni possibile durata del fronte dell'onda, ovvero $0,6 \cdot N_L \cdot \int_0^\infty \int_{I_c}^\infty f(I|t_f) \cdot f(t_f) dI dt_f = BFR|_{t_f^*}$.

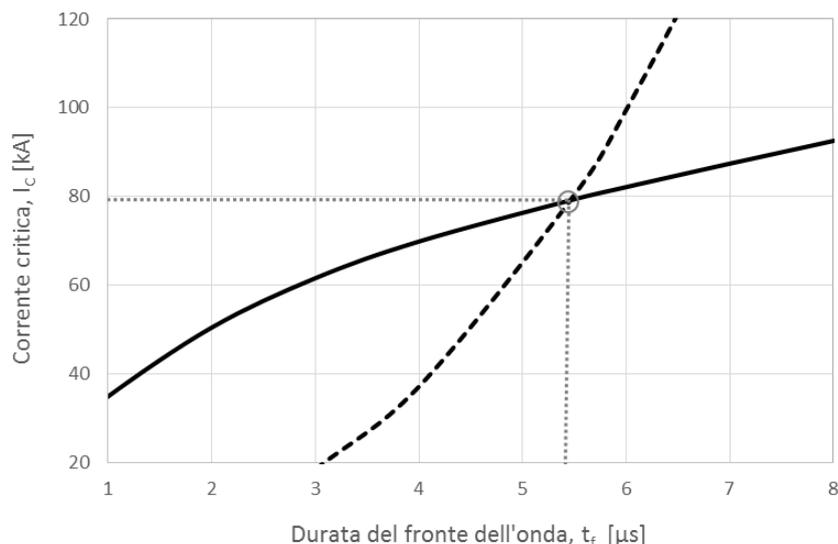


Figura 4.28: Valore equivalente del fronte dell'onda e corrente critica per linee aeree 132-150 kV con conduttori ACSR Ø31,5 a tiro ridotto, resistività del terreno pari a 600 Ωm.

La distribuzione statistica condizionata $f(I|t_f^*)$ è rappresentata da una funzione del tipo:

$$f(I|t_f^*) = \frac{1}{\sqrt{2\pi} \cdot I \cdot \beta_{I|t_f^*}} \cdot e^{-\frac{1}{2} \left[\frac{\ln(I/M_{I|t_f^*})}{\beta_{I|t_f^*}} \right]^2} \quad (4.42)$$

La Tabella 4.22 riporta i parametri della (4.42) e la corrispondente probabilità che la corrente di fulmine ecceda il valore critico I_C^* data la durata equivalente t_f^* del fronte dell'onda, per linee aeree 132-150 kV in terreni di resistività media pari a 600 Ωm.

Tabella 4.22: Parametri della funzione di distribuzione statistica condizionata [32] e probabilità che la corrente di fulmine ecceda il valore critico I_C^* dato $t_f = t_f^*$

Livello di tensione [kV]	Resistività terreno [Ωm]	Tipologia conduttore	$M_{I t_f^*}$ [kA]	$\beta_{I t_f^*}$	$P[(I>I_c) (t_f=t_f^*)]$
132-150	600	ACSR Ø22,8	39,87	0,54	0,093504
		ACSR Ø31,5	39,64		0,100379

Il numero di fulmini che cadono su 100 km di fune di guardia in un anno può essere stimato con l'ausilio della formula seguente, ricavata a partire dal modello elettrogeometrico di Eriksson [60]:

$$N_L = 2,8 \cdot N_g \cdot h^{0,6} \quad (4.43)$$

Nella (4.43) si è indicato con:

N_g : il numero di fulmini per km² in un anno, il cui valore medio sul territorio italiano è pari a 2,5 [61];

h : l'altezza media da terra delle funi di guardia, in metri.

La Tabella 4.23 riporta i valori di BFR delle linee aeree 132-150 kV in terreni di resistività pari a 600 Ωm e zone a media densità annuale di fulmini al suolo ($N_g = 2,5$).

Tabella 4.23: Valori di BFR delle linee aeree 132-150 kV, resistività del terreno pari a 600 Ωm , zone a media densità annuale di fulmini ($N_g = 2,5$)

Livello di tensione [kV]	Resistività terreno [Ωm]	N_g [fulmini/ $\text{km}^2\cdot\text{anno}$]	Tipologia conduttore	N_L [fulmini/ $100\text{ km} \cdot \text{anno}$]	BFR [fulmini/ $100\text{ km} \cdot \text{anno}$]
132-150	600	2,5	ACSR $\varnothing 22,8$	45,2	2,5
			ACSR $\varnothing 31,5$	48,7	2,9

Si osserva che per i dispositivi di messa a terra unificati Terna il campo di variazione del tasso di guasto per scarica di ritorno è compreso tra valori praticamente trascurabili⁴⁷ per linee in terreni a bassa resistività (ad esempio terreni alluvionali), fino a valori di 5 ÷ 6 guasti per 100 km all'anno per linee in terreni ad alta resistività (zone montuose) [43].

⁴⁷ Inferiori a 0,5 guasti per 100 km all'anno.

4.7 Bibliografia

- [1] Terna, Linee 132-150 kV unificate, Semplice terna a triangolo – Sostegno N, N55 testa 4.00 m, Tavola per montaggio meccanico P003DN001.
- [2] Terna, Linee 132-150 kV unificate, Semplice terna a triangolo – Sostegno N, N56-N59 mensole, Tavola per montaggio meccanico P003DN003.
- [3] Terna, Linee 132-150 kV unificate, Semplice terna a triangolo – Sostegno N, N62 mensole, Tavola per montaggio meccanico P003DN004.
- [4] Terna, Linee 132-150 kV unificate, Semplice terna a triangolo – Sostegno N, N19 parte comune, Tavola per montaggio meccanico P003DN006.
- [5] Terna, Linee 132-150 kV unificate, Semplice terna a triangolo – Sostegno N, N20 montante ausiliario – N21 primo tronco, Tavola per montaggio meccanico P003DN007.
- [6] Terna, Linee 132-150 kV unificate, Semplice terna a triangolo – Sostegno N, N40 secondo tronco, Tavola per montaggio meccanico P003DN008.
- [7] Terna, Linee 132-150 kV unificate, Semplice terna a triangolo – Sostegno N, N10-N11 basi H18÷H24, Tavola per montaggio meccanico P003DN012.
- [8] Terna, Linee 132-150 kV unificate, Semplice terna a triangolo – Sostegno N, N35 piedi per basi H15÷H24, Tavola per montaggio meccanico P003DN015.
- [9] Terna, Linee 132-150 kV unificate, Semplice terna a triangolo – Sostegno C, C179 testa 4.00 m, Tavola per montaggio meccanico P003DC001.
- [10] Terna, Linee 132-150 kV unificate, Semplice terna a triangolo – Sostegno C, C180-C182-C184 mensole, Tavola per montaggio meccanico P003DC002.
- [11] Terna, Linee 132-150 kV unificate, Semplice terna a triangolo – Sostegno C, C143 parte comune, Tavola per montaggio meccanico P003DC006.
- [12] Terna, Linee 132-150 kV unificate, Semplice terna a triangolo – Sostegno C, C144 montante ausiliario – C145 primo tronco, Tavola per montaggio meccanico P003DC007.
- [13] Terna, Linee 132-150 kV unificate, Semplice terna a triangolo – Sostegno C, C146 secondo tronco, Tavola per montaggio meccanico P003DC008.
- [14] Terna, Linee 132-150 kV unificate, Semplice terna a triangolo – Sostegno C, C152-C153 basi H18÷H24, Tavola per montaggio meccanico P003DC012.
- [15] Terna, Linee 132-150 kV unificate, Semplice terna a triangolo – Sostegno C, C159 piedi per basi H15÷H24, Tavola per montaggio meccanico P003DC015.
- [16] Terna, Linee 132-150 kV unificate, Sostegno di stazione – Tiro pieno, ST5351 testa 1/4, Tavola per montaggio meccanico P505DP001.
- [17] Terna, Linee 132-150 kV unificate, Sostegno di stazione – Tiro pieno, ST5351 testa 2/4, Tavola per montaggio meccanico P505DP002.
- [18] Terna, Linee 132-150 kV unificate, Sostegno di stazione – Tiro pieno, ST5351 testa 3/4, Tavola per montaggio meccanico P505DP003.
- [19] Terna, Linee 132-150 kV unificate, Sostegno di stazione – Tiro pieno, ST5351 testa 4/4, Tavola per montaggio meccanico P505DP004.
- [20] Terna, Linee 132-150 kV unificate, Sostegno di stazione – Tiro pieno, ST5352 tronco per sostegno a 0°, Tavola per montaggio meccanico P505DP005.

- [21] Terna, Linee 132-150 kV unificate, Sostegno di stazione – Tiro pieno, ST5354 primo tronco comune, Tavola per montaggio meccanico P505DP009.
- [22] Terna, Linee 132-150 kV unificate, Sostegno di stazione – Tiro pieno, ST5359 secondo tronco comune, ST5360 base H=15, ST5361 piedi per H=15, Tavola per montaggio meccanico P505DP011.
- [23] E. Stracqualursi, G. Pelliccione, S. Celozzi, and R. Araneo, Tower models for power systems transients: A review, *Energies*, Volume: 15, Issue: 13, p. 4893, July 2022.
- [24] K. Yee, Numerical solution of initial boundary value problems involving Maxwell's equations in isotropic media, *IEEE Transactions on Antennas and Propagation*, Volume: 14, Issue: 3, 302-307, May 1966.
- [25] A. Taflove, and S. C. Hagness, Computational electrodynamics: The finite-difference time-domain method. Boston, MA: Artech House, 2000.
- [26] G. J. Burke, and A. J. Poggio, Numerical electromagnetic code (NEC) – Method of moments, Naval Ocean Systems Center, San Diego, Technical Document 116, 1980.
- [27] R. F. Harrington, Field computation by moment methods, Macmillan, New York, 1968.
- [28] A. Ruehli, Partial element equivalent circuit (PEEC) method and its application in the frequency and time domain, *Proceedings of Symposium on Electromagnetic Compatibility*, pp. 128-133, Santa Clara, CA, USA, 1996.
- [29] S. Visacro, and A. Soares, HEM: A Model for simulation of lightning-related engineering problems, *IEEE Transactions on Power Delivery*, Volume: 20, Issue: 2, 1206-1208, April 2005.
- [30] Y. Baba, and V.A. Rakov, On the mechanism of attenuation of current waves propagating along a vertical perfectly conducting wire above ground application to lightning, *IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility*, Volume: 47, Issue: 3, 521-532, August 2005.
- [31] A.R. Hileman, Insulation coordination for power systems, Taylor & Francis Inc, 1999.
- [32] CIGRE Working Group 33.01, Guide to procedures for estimating the lightning performance of transmission lines, Technical Brochure No. 63, October 1991.
- [33] Estimating lightning performance of transmission lines. II. Updates to analytical models, *IEEE Transactions on Power Delivery*, Volume: 8, Issue: 3, 1254-1267, July 1993.
- [34] M. Kawai, Studies of the surge response on a transmission line tower, *IEEE Trans. Power Appl. Syst.*, Volume: 83, 30-34, 1964.
- [35] C.A. Jordan, Lightning computations for transmission lines with overhead ground wires, *Gen. Electr. Rev.*, Volume: 37, 180-186, 1934.
- [36] H. Takahashi, Confirmation of the error of Jordan's formula on tower surge impedance, *Trans. Inst. Electr. Eng. Jpn.*, Volume: 114-B, 112-113, 1994 (in Japanese).
- [37] C. F. Wagner, and A. R. Hileman, A new approach to the calculation of the lightning performance of transmission line III – A simplified method: Stroke to tower, *AIEEE Trans. Part III*, Volume: 79, 589-603, October 1960.
- [38] M. A. Sargent, and M. Darveniza, Tower surge impedance, *IEEE Trans. Power App. Syst.*, Volume: PAS-88, Issue: 5, 680-687, May 1969.
- [39] J.G. Anderson, and J.H. Hagenguth, Magnetic fields around a transmission line tower, *Trans. Am. Inst. Electr. Eng. Part III Power Appar. Syst.*, Volume: 77, 1644-1649, 1958.
- [40] T. Yamada, A. Mochizuki, J. Sawada, E. Zaima, T. Kawamura, A. Ametani, M. Ishii, and S. Kato, Experimental evaluation of a UHV tower model for lightning surge analysis, *IEEE Transactions on Power Delivery*, Volume: 10, Issue: 1, 393-402, January 1995.

- [41] Y. Baba, and V.A. Rakov, On the interpretation of ground reflections observed in small-scale experiments simulating lightning strikes to towers, *IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility*, Volume: 47, Issue: 3, 533 - 542 , August 2005.
- [42] W.A. Chisholm, Y. Chow, and K.D. Srivastava, Travel time of transmission towers, *IEEE Trans. Power Appl. Syst.*, Volume: PAS-104, 2922-2928, 1985.
- [43] CESI, Coordinamento dell'isolamento nei sistemi elettrici di trasmissione, Volume 4: Applicazioni a linee e stazioni AT dell'ENEL, 1993.
- [44] W.A. Chisholm, Y. Chow, and K.D. Srivastava, Lightning surge response of transmission towers, *IEEE Trans. Power Appl. Syst.*, Volume: PAS-102, 3232-3242, 1983.
- [45] W.A. Chisholm, Y. Chow, and K.D. Srivastava, Surge response of transmission towers, *Can. Electr. Eng. J.*, Volume: 7, 34-36, 1982.
- [46] N. Marcuvitz, Waveguide handbook, Peter Peregrinus, 1986.
- [47] Y. Baba, and M. Ishii, Numerical electromagnetic field analysis on measuring methods of tower surge impedance, *IEEE Transactions on Power Delivery*, Volume: 14, Issue: 2, 630-635, April 1999.
- [48] 1243-1997 - IEEE Guide for improving the lightning performance of transmission lines, December 1997.
- [49] A. De Conti, S. Visacro, A. Soares, and M.A.O. Schroeder, Revision, extension, and validation of Jordan's formula to calculate the surge impedance of vertical conductors, *IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility*, Volume: 48, Issue: 3, 530-536, August 2006.
- [50] A. Ametani, Y. Kasai, J. Sawada, A. Mochizuki, and T. Yamada, Frequency-dependent impedance of vertical conductors and a multiconductor tower model, *IEE Proc. Gener. Transm. Distrib.*, Volume: 141, 339-345, 1994.
- [51] T. Hara, and O. Yamamoto, Modelling of a transmission tower for lightning-surge analysis, *IEE Proc. Gener. Transm. Distrib.*, 143, 283-289, 1996.
- [52] M. Ishii, T. Kawamura, T. Kouno, E. Ohsaki, K. Shiokawa, K. Murotani and T. Higuchi, Multistory transmission tower model for lightning surge analysis, *IEEE Transactions on Power Delivery*, Volume: 6, Issue: 3, 1327-1335, July 1991.
- [53] T. Ueda, T. Ito, H. Watanabe, T. Funabashi, and A. Ametani, A comparison between two tower models for lightning surge analysis of 77 kV system, PowerCon 2000. 2000 International Conference on Power System Technology. Proceedings, December 2000.
- [54] L. O. Barthold, and G. K. Carter, Digital traveling-wave solutions I-single-phase equivalents, *Transactions of the American Institute of Electrical Engineers. Part III: Power Apparatus and Systems*, Volume: 80, Issue: 3, 812-818, April 1961.
- [55] Y.L. Chow, and M.M. Yovanovich, The shape factor of the capacitance of a conductor, *Journal of Applied Physics*, Volume: 53, 8470-8475, 1982.
- [56] P.C.A. Mota, M.L.R. Chaves, and J.R. Camacho, Power line tower lightning surge impedance computation: a comparison of analytical and finite element methods, *2012 Int. Conf. on Renewable Energies and Power Quality, ICREPQ'12*, March 2012.
- [57] H.W. Dommel, Electro-Magnetic Transient Program (EMTP) Theory Book, Bonneville Power Administration, 1986.
- [58] CIGRE Working group C4.23, Procedures for estimating the lightning performance of transmission lines – New aspects, Technical Brochure No. 839, June 2021.

- [59] H. Motoyama, Experimental study and analysis of breakdown characteristics of long air gaps with short tail lightning impulse, *IEEE Transactions on Power Delivery*, Volume: 11, Issue: 2, 972-979, April 1996.
- [60] A.J. Eriksson, An improved electrogeometric model for transmission line shielding analysis, *IEEE Transactions on Power Delivery*, Volume: 2, Issue: 3, 871-886, July 1987.
- [61] CEI 81-3, Valori medi del numero dei fulmini a terra per anno e per chilometro quadrato dei Comuni d'Italia, in ordine alfabetico, 1999.

5. Apparecchiature e componenti delle stazioni elettriche 132-150 kV

Nel presente capitolo vengono ricavati i modelli in alta frequenza di tutte le apparecchiature e i componenti di stazione per i livelli di tensione 132-150 kV. I modelli analizzati consentono la corretta rappresentazione delle apparecchiature e dei componenti di stazione nell'intervallo di frequenze di interesse per lo studio delle sovratensioni di origine atmosferica¹. Ove possibile, sono stati utilizzati componenti già disponibili nella libreria di ATP-EMTP; nei restanti casi sono stati implementati nuovi modelli che utilizzano componenti base disponibili in libreria. I modelli sono stati validati con i dati contenuti nei rapporti di collaudo delle apparecchiature, ove disponibili; nei restanti casi, sono stati utilizzati dati di letteratura selezionati sulla base delle caratteristiche costruttive e tecnologiche delle apparecchiature unificate Terna.

5.1 Stazioni elettriche 132-150 kV

Le stazioni elettriche costituiscono i “nodi” della rete di trasporto dell'energia, ovvero i punti in cui afferiscono differenti elettrodotti. I nodi della rete sono classificati a seconda della funzione e della loro struttura.

Sulla base della funzione, i nodi della rete di trasporto dell'energia si suddividono in:

- nodi di produzione, nei quali sono inserite le centrali di produzione, convenzionali o a fonti rinnovabili;
- nodi di interconnessione, che collegano nodi a tensione differente;
- nodi di assorbimento o distribuzione, che alimentano le zone di consumo.

Sulla base della struttura, i nodi della rete di trasporto dell'energia si suddividono in:

- nodi di trasformazione, in cui avviene la trasformazione dell'energia da un livello di tensione all'altro, e quindi sono nodi in cui è installato macchinario di trasformazione;
- nodi di smistamento, nei quali si ha la confluenza di più elettrodotti.

Ovviamente, tutti i nodi di produzione e di assorbimento sono anche nodi di trasformazione, in quanto la tensione viene prodotta dai generatori e distribuita sulle reti locali a livelli di tensione sensibilmente più bassi di quelli del trasporto. Infine, anche i nodi di interconnessione tra reti a tensioni diverse sono nodi di trasformazione.

La Figura 5.1 mostra lo schema unifilare della sezione 132-150 kV di una stazione elettrica avente varie funzioni (produzione, interconnessione, assorbimento). Il circuito di potenza è costituito dalle seguenti parti:

- sbarre collettrici

¹ Tipicamente 20 kHz ÷ 1 MHz.

- collegamenti tra le sbarre e le varie apparecchiature
- apparecchiature di manovra, trasformatori di misura, limitatori di sovratensioni
- macchinario di trasformazione

Si definisce montante o stallo, l'insieme delle apparecchiature dei circuiti di potenza relative ad una derivazione di linea o di macchina. Ogni stazione risulta costituita da un certo numero di stalli che si ripetono e rappresentano perciò l'elemento modulare dell'impianto, come illustrato nello schema unifilare in Figura 5.1.

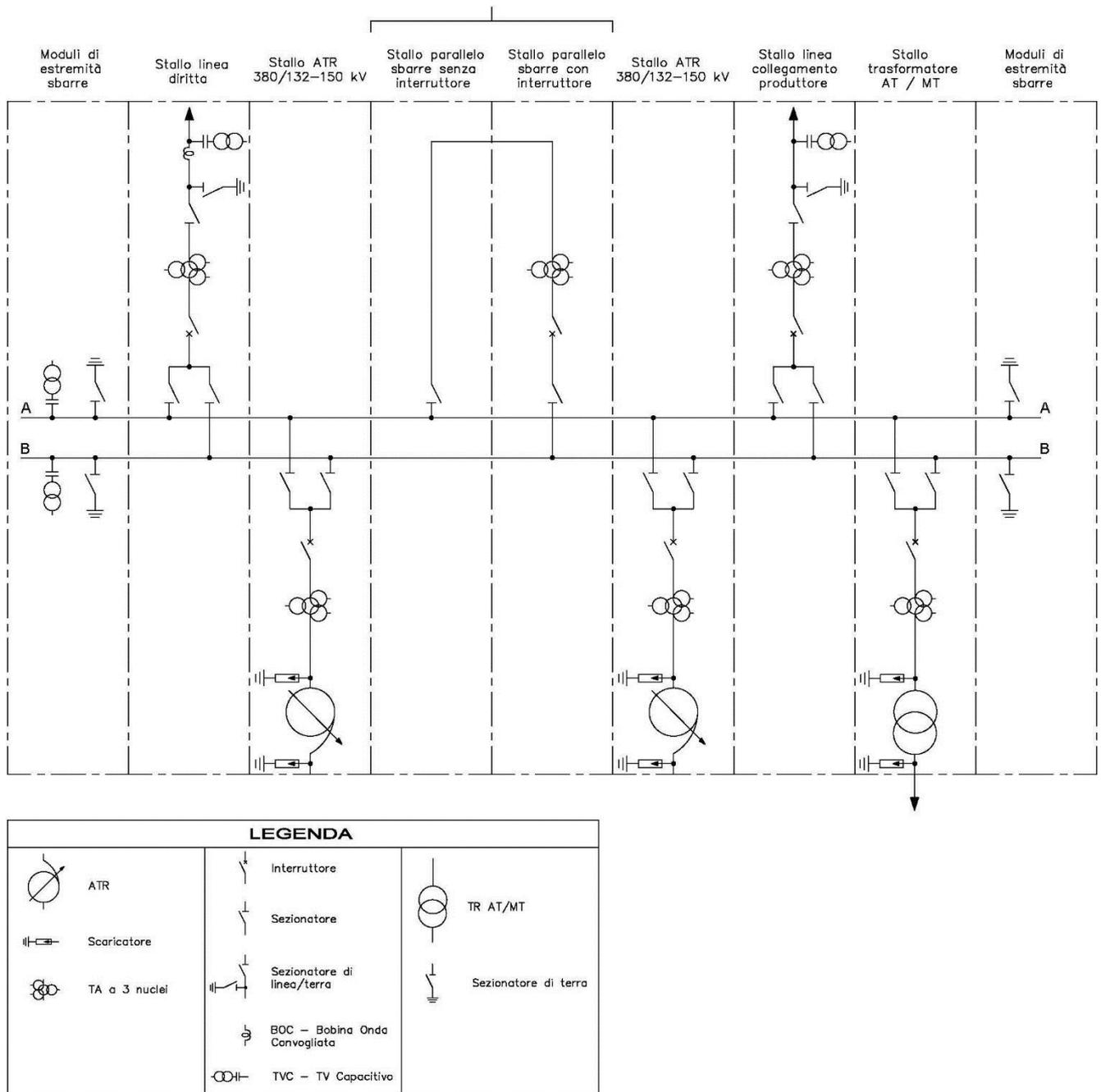


Figura 5.1: Schema unifilare della sezione 132-150 kV di una stazione avente funzioni di produzione, interconnessione e assorbimento. [1]

Di conseguenza, per realizzare il modello completo della sezione 132-150 kV di una stazione elettrica, sarà sufficiente modellare in ATP-EMTP solo i seguenti stalli, comprensivi della porzione di sbarre collettrici corrispondente al passo sbarra:

- stallo linea, con o senza scaricatori in arrivo linea;
- stallo autotrasformatore 380/132-150 kV;

Agli stalli linea e trasformatore vanno aggiunti i moduli di estremità sbarre, che completano il sistema delle sbarre collettrici. Il circuito di potenza della stazione prevede tipicamente due distinte sbarre collettrici, alle quali è possibile collegare alternativamente ciascuno stallo mediante forchette di sezionamento; uno stallo parallelo sbarre con interruttore consente di collegare insieme le due sbarre collettrici. Tuttavia, l'esperienza di esercizio mostra che le apparecchiature di sbarra sono soggette a sovratensioni minori di quelle che colpiscono gli isolamenti terminali di linea, di conseguenza negli studi di coordinamento dell'isolamento è conservativo considerare una sola sbarra collettoria in servizio, alla quale vengono collegati tutti gli stalli della stazione. In questo caso lo stallo parallelo sbarre viene sostituito da due passi sbarra vuoti.

La Figura 5.2 riporta la sezione delle sbarre collettrici di stazione per i livelli di tensione 132-150 kV.

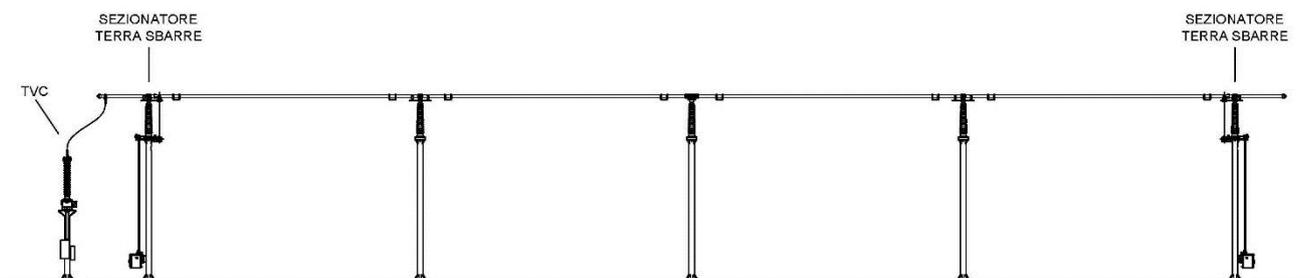


Figura 5.2: Sezione delle sbarre collettrici di stazione. [2]

La Figura 5.3 riporta la sezione di uno stallo trasformatore per i livelli di tensione 132-150 kV, con le sbarre collettrici sulla sinistra e il macchinario di potenza sulla destra.

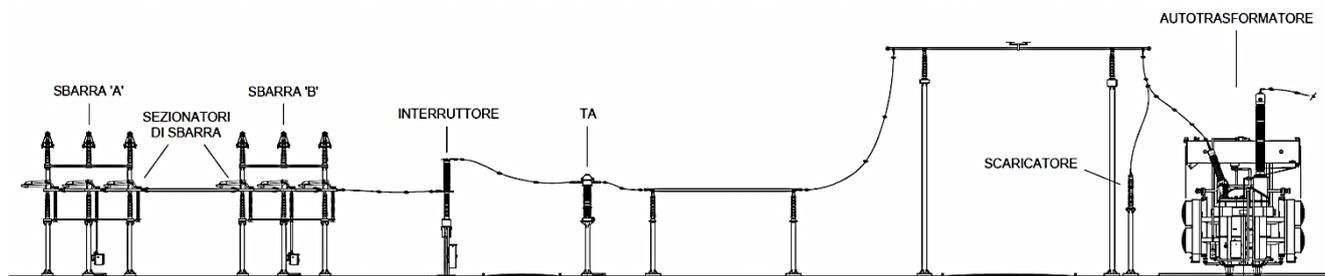


Figura 5.3: Sezione di uno stallo trasformatore. [3]

La Figura 5.4 riporta la sezione di uno stallo linea convenzionale per i livelli di tensione 132-150 kV, con il palo gatto in arrivo linea sulla sinistra e le sbarre collettrici sulla destra.

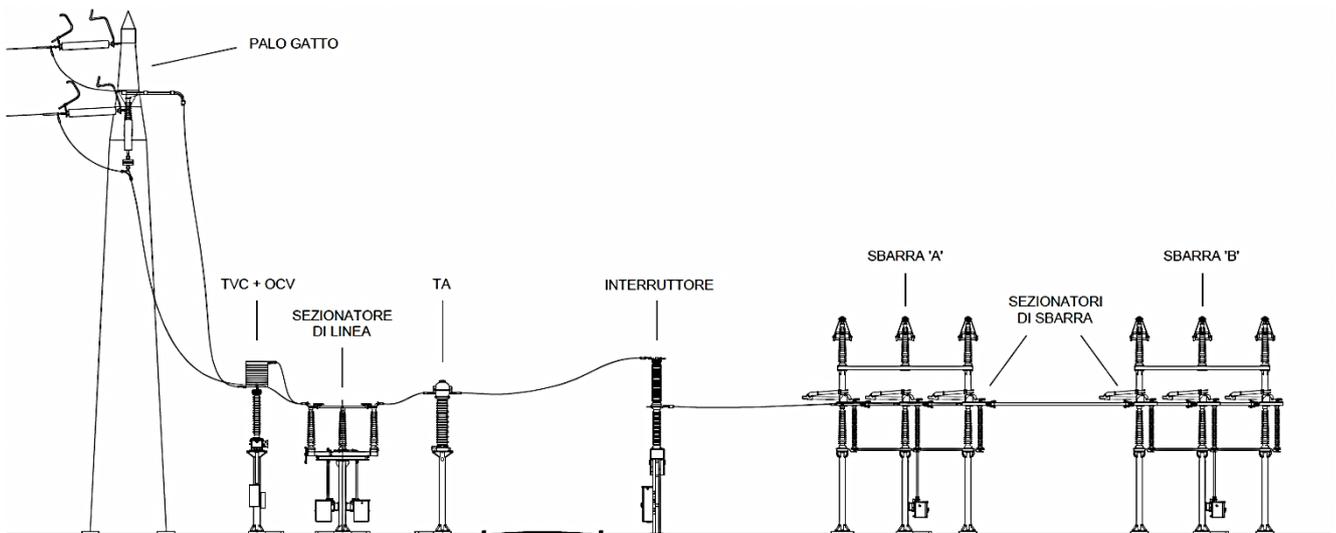


Figura 5.4: Sezione di uno stallo linea convenzionale. [4]

La Figura 5.5 riporta la sezione di uno stallo linea 132-150 kV con scaricatori in arrivo linea in luogo delle corna spinterometriche sull'armamento di amarro al palo gatto.

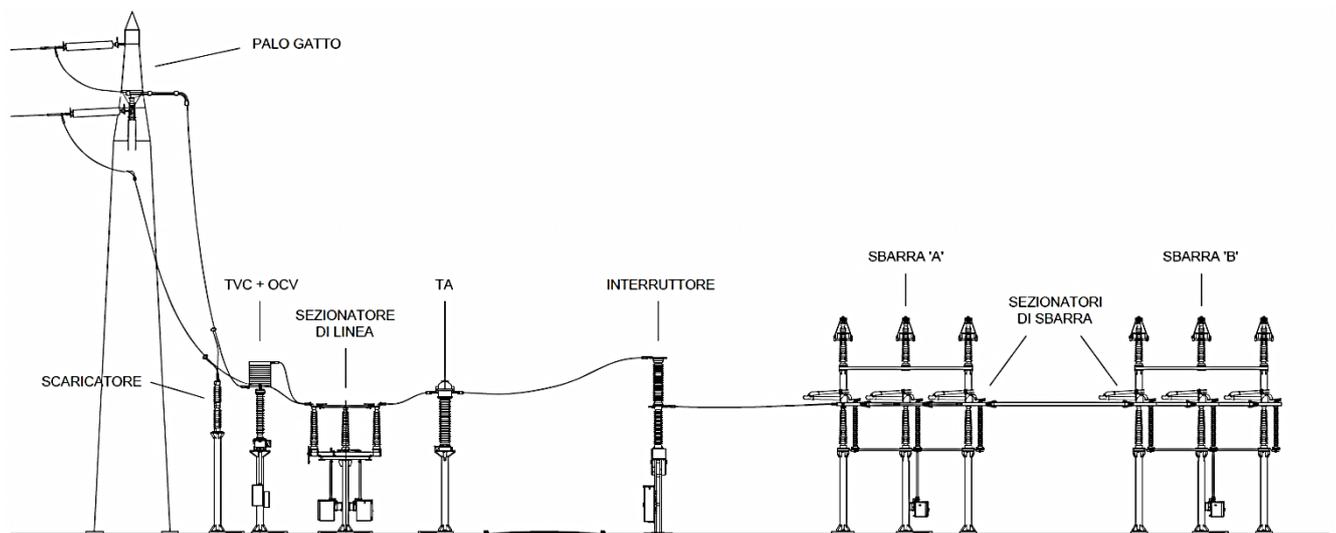


Figura 5.5: Sezione di uno stallo linea con scaricatori in arrivo linea. [5]

5.2 Scaricatori di sovratensione ad ossidi metallici (MOSA)

I MOSA² sono resistori non lineari costituiti da blocchi ceramici sinterizzati detti MOV³, contenuti all'interno di un isolatore cavo a tenuta ermetica in porcellana o in materiale composito. I MOV sono composti per circa il 90% da grani di ossido di zinco (ZnO) e per il restante 10% da ossidi metallici isolanti quali, ad esempio, il triossido di bismuto (Bi₂O₃) ed il triossido di antimonio (Sb₂O₃). Gli ossidi metallici isolanti tengono uniti insieme i grani di ossido di zinco e regolano il passaggio di corrente nel resistore, con un principio di funzionamento simile a quello della scarica a valanga nelle giunzioni a semiconduttore in polarizzazione inversa.

I MOSA si differenziano dagli scaricatori al carburo di silicio, impiegati in passato nelle stazioni ENEL, per l'assenza di dispositivi spinterometrici in serie ai resistori non lineari; infatti, grazie alla loro caratteristica volt-amperometrica altamente non lineare, i MOSA sono attraversati da correnti trascurabili alla tensione di esercizio e non necessitano quindi di dispositivi di innesco ad alta impedenza in serie ai MOV. Di conseguenza, il comportamento dei MOSA è determinato unicamente dalle proprietà dei MOV che li costituiscono.

5.2.1 Modelli in bassa frequenza degli scaricatori ad ossidi metallici

La Figura 5.6 riporta il circuito equivalente di un MOV. Si osserva che la corrente totale I_p che attraversa il blocco è la somma di una corrente resistiva non lineare I_r e di una corrente capacitiva I_c ; in particolare, si è indicato con R_1 la resistenza lineare dei grani di ossido di zinco, con R_2 la resistenza non lineare degli strati intergranulari e con C la capacità degli strati intergranulari.

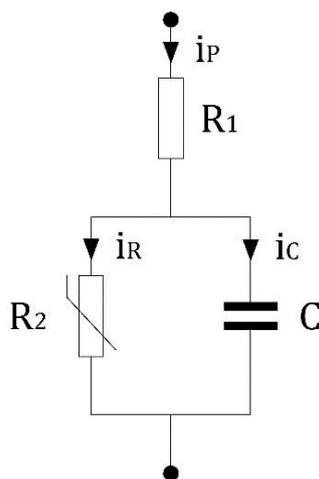


Figura 5.6: Circuito equivalente di un MOV.

La Figura 5.7 riporta la caratteristica volt-amperometrica di un MOV; finché la tensione applicata al blocco non raggiunge il valore corrispondente al ginocchio della caratteristica, la corrente drenata è trascurabile; quando la tensione applicata supera il ginocchio della caratteristica, si ha la scarica a valanga attraverso il MOV. Di conseguenza, si può affermare che un MOV si comporta come un circuito aperto quando è sottoposto alla tensione di esercizio, e come una resistenza di

² Metal Oxide Surge Arrester.

³ Metal Oxide Varistor.

basso valore che limita la tensione a valori di sicurezza, in presenza di sovratensioni transitorie. Occorre considerare che i MOV non sono in grado di limitare le sovratensioni temporanee a bassa frequenza, in quanto la durata di tali sovratensioni ne causerebbe la deriva termica⁴ e la conseguente distruzione.

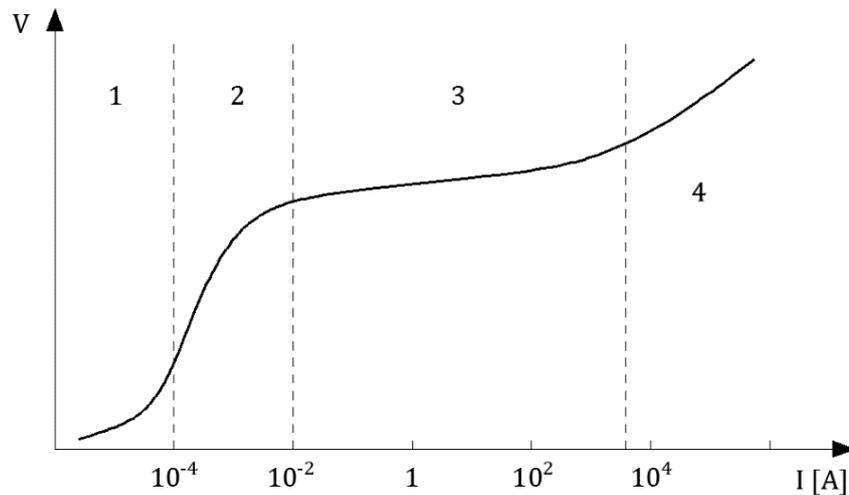


Figura 5.7: Caratteristica volt-amperometrica qualitativa di un MOV con corrente nominale pari a 10 kA.

La caratteristica di un MOV può essere suddivisa in quattro zone distinte, con meccanismi di conduzione fondamentalmente diversi:

- Nella regione 1 si ha una conduzione lineare di tipo ohmico determinata dalla bassa mobilità elettronica dello strato intergranulare, dovuta alla limitata eccitazione; questa corrente corrisponde di fatto alla corrente di dispersione che si ha in un normale dielettrico.
- Nella regione 2 si ha una conduzione non lineare dovuta fondamentalmente all'effetto termoionico accelerato dal campo elettrico energeticamente significativo, tale da vincere le barriere di potenziale formatesi nell'interstrato; tale meccanismo di conduzione, caratteristico delle giunzioni a semiconduttore, viene definito "effetto Schottky". A cavallo tra le regioni 2 e 3 la corrente assorbita di tipo resistivo supera la corrente capacitiva e governa da sola il potenziale lungo l'asse del MOV.
- Nella regione 3, aumentando il potenziale, la conduzione termoionica viene ulteriormente accelerata dal cosiddetto "effetto tunnel", anch'esso caratteristico delle giunzioni a semiconduttore, che determina il passaggio di una corrente rilevante nel MOV a causa di un processo di tunneling banda-banda; di conseguenza, in questa regione la non linearità risulta ancora più accentuata.
- Nella regione 4 la conduzione dell'interstrato è arrivata al massimo e la corrente viene ad essere limitata dalla resistenza interna dei grani di ossido di zinco, per cui la conduzione torna ad essere di tipo lineare.

⁴ Thermal runaway.

Il comportamento del MOV nella regione 2 è approssimabile ad una funzione del tipo:

$$i = K \cdot v^\alpha \quad (5.1)$$

L'esponente α dipende dal materiale del blocco e nel caso di blocchi ad ossidi metallici assume tipicamente valori compresi tra 7 e 50, mentre il coefficiente K dipende dalle dimensioni del blocco.

I MOSA sono costituiti da più MOV collegati in serie e in parallelo tra loro fino ad ottenere la tensione residua e le prestazioni energetiche desiderate; in particolare, aggiungendo più blocchi in serie si ottengono tensioni residue ai capi del MOSA maggiori, mentre con blocchi di diametro maggiore o più colonne in parallelo si ottengono prestazioni energetiche più elevate.

Per lo studio delle sovratensioni di manovra il MOSA può essere direttamente rappresentato con la sua caratteristica volt-amperometrica, ottenuta dalla combinazione delle caratteristiche volt-amperometriche dei MOV che lo costituiscono. Allo scopo, il modello Type 92 di ATP-EMTP consente di approssimare la caratteristica volt-amperometrica del MOSA con un numero arbitrario di tratti esponenziali, ciascuno dei quali descritti da un'equazione del tipo:

$$i = p \cdot \left(\frac{v}{U_{ref}} \right)^q \quad (5.2)$$

Nella (5.2) si è indicato con:

U_{ref} : la tensione di riferimento, che normalizza l'equazione e previene il rischio di overflow numerico durante l'operazione di elevazione a potenza;

p, q : le costanti relative a ciascun tratto della caratteristica volt-amperometrica, che dipendono dal materiale e dalle dimensioni dei blocchi che costituiscono il MOSA.

Tipicamente si assume una tensione di riferimento U_{ref} pari al doppio della tensione nominale; le costanti p e q vengono ricavate con il metodo dei minimi quadrati dalla routine ZNO FITTER di ATP-EMTP, a partire da alcuni punti rappresentativi della caratteristica volt-amperometrica del MOSA. Nel primo tratto della caratteristica la resistenza deve essere sufficientemente elevata da non influenzare la soluzione a regime permanente della rete, in quanto le correnti drenate dai MOSA quando sono sottoposti alla tensione di esercizio sono trascurabili, dell'ordine dei mA.

5.2.2 Modelli in alta frequenza degli scaricatori ad ossidi metallici

La (5.2) non è idonea a rappresentare il comportamento del MOSA in presenza di sovratensioni di origine atmosferica [6]. Si dimostra, infatti, che la caratteristica volt-amperometrica di un MOSA dipende dalla forma d'onda della corrente, con tensioni residue ai capi dello scaricatore che aumentano al crescere della pendenza del fronte dell'onda di corrente; inoltre, con onde di corrente a fronte ripido la tensione residua raggiunge il valore di cresta prima della corrente. In generale, è necessario l'impiego di modelli dipendenti dalla frequenza per durate del fronte dell'onda di corrente minori di 10 μ s, come nel caso dell'onda di corrente normalizzata drenata da uno scaricatore in presenza di sovratensioni di origine atmosferica⁵, che presenta una durata del fronte pari a 8 μ s.

⁵ Onda di corrente 8/20 μ s.

I primi modelli dipendenti dalla frequenza [7 – 9] includevano una resistenza non lineare che teneva conto della caratteristica volt-amperometrica dello scaricatore, e un'induttanza lineare che rappresentava la dipendenza della tensione residua dalla pendenza del fronte dell'onda di corrente. Tuttavia, tali modelli non avevano una validità generale in quanto, per ottenere valori di tensione residua attendibili, il valore dell'induttanza doveva essere di volta in volta modificato in funzione della durata del fronte dell'onda di corrente.

Nel 1985 Durbak [10] propose l'impiego di un modello più generale che suddivideva l'impedenza totale in bassa frequenza in m impedenze separate tra loro da filtri passa-basso, come mostrato in Figura 5.8. Con onde di corrente a fronte ripido, la tensione elevata ai capi dei filtri passa-basso comportava il passaggio di una maggiore quantità di corrente nelle resistenze più esterne, mentre con onde di corrente a fronte lento i filtri passa-basso avevano un effetto trascurabile e tutte le resistenze non lineari venivano ad essere collegate in parallelo tra loro, per cui la tensione residua risultava minore.

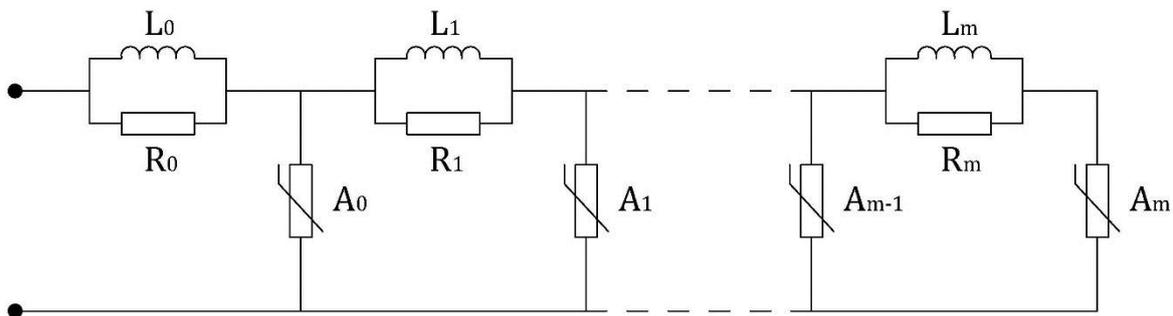


Figura 5.8: Modello generale di Durbak. [10]

Il problema principale del modello di Durbak consisteva nella difficoltà a determinare parametri empirici che consentissero di validare il modello su intervalli molto ampi di valori di cresta e durate del fronte dell'onda di corrente. Si osserva, tuttavia, che le onde di corrente associate alle fulminazioni presentano tipicamente un valore di cresta compreso tra 1 kA e 20 kA, con durate del fronte dell'onda tra $0,5 \mu\text{s}$ e $10 \mu\text{s}$; per questi intervalli è possibile ottenere buoni risultati ponendo $m = 2$ nel modello di Durbak. Si perviene in questo modo al noto modello IEEE [11] rappresentato in Figura 5.9.

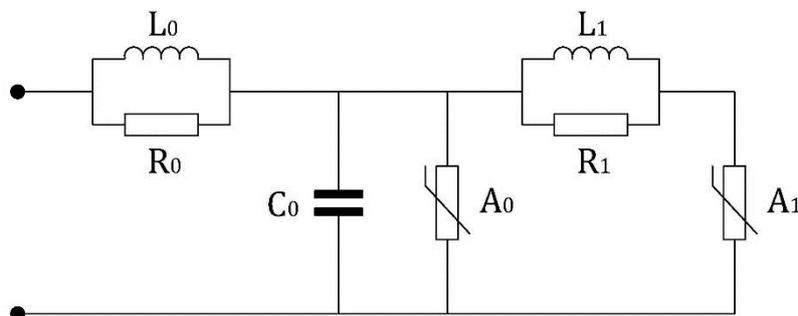


Figura 5.9: Modello IEEE. [11]

Si osserva che all'aumentare della pendenza del fronte dell'onda si ha il passaggio di una corrente maggiore nella sezione A_0 , per cui la tensione residua risulta maggiore, mentre per onde di tensione a fronte lento le due sezioni A_0 e A_1 risultano praticamente in parallelo.

Il modello IEEE è stato validato con prove di laboratorio per onde di corrente con durata del fronte compresa tra $0,5 \mu\text{s}$ e $45 \mu\text{s}$, ovvero tutte le onde di corrente associate a impulsi atmosferici, impulsi di manovra e impulsi a fronte ripido. Per la determinazione dei parametri del modello, in [11] si raccomanda una procedura iterativa che prevede una stima iniziale dei parametri del modello a partire dalle caratteristiche costruttive dello scaricatore e dalla caratteristica volt-amperometrica per onde di corrente normalizzate.

I valori iniziali delle caratteristiche non lineari A_0 e A_1 vengono selezionati sulla base della caratteristica volt-amperometrica per onda di corrente normalizzata $8/20 \mu\text{s}$ ⁶; in particolare, in [11] si raccomanda di selezionare una caratteristica A_1 leggermente inferiore alla curva $8/20 \mu\text{s}$, e una caratteristica A_0 maggiore del $20 \div 30\%$ rispetto alla curva $8/20 \mu\text{s}$. La Figura 5.10 riporta le caratteristiche volt-amperometriche per onda di corrente normalizzata $8/20 \mu\text{s}$ degli scaricatori unificati Terna per i livelli di tensione 145 e 170 kV⁷.

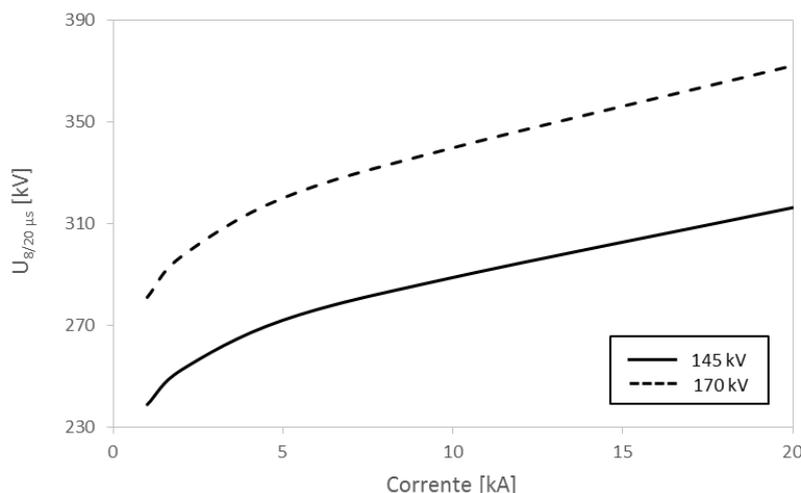


Figura 5.10: Caratteristiche volt-amperometriche per onda di corrente normalizzata $8/20 \mu\text{s}$.

Le Tabelle 5.1 e 5.2 riportano i valori iniziali delle caratteristiche non lineari A_0 e A_1 , ricavati a partire dalle caratteristiche volt-amperometriche per onda di corrente normalizzata $8/20 \mu\text{s}$ in Figura 5.10.

⁶ Dal momento che le tensioni residue dipendono dalla forma dell'onda di corrente, i costruttori pubblicano più caratteristiche volt-amperometriche per uno stesso MOSA, relative a tre differenti forma d'onda normalizzate della corrente: $8/20 \mu\text{s}$, $30/60 \mu\text{s}$ e $1/T \mu\text{s}$. L'onda di corrente $8/20 \mu\text{s}$ è stata introdotta in quanto rappresentativa della forma d'onda della corrente in uno scaricatore al carburo di silicio sottoposto ad una sovratensione di origine atmosferica. L'onda di corrente $30/60 \mu\text{s}$, invece, è rappresentativa delle sovratensioni transitorie a fronte lento, come gli impulsi di manovra; in generale, la durata del fronte dell'onda può essere compresa tra 30 e $50 \mu\text{s}$, mentre la durata all'emivalore può essere compresa tra 60 e $100 \mu\text{s}$. Infine, l'onda di corrente $1/T \mu\text{s}$ è rappresentativa degli impulsi a fronte ripido; in questo caso viene specificata solo la durata del fronte dell'onda, in quanto la durata all'emivalore non è significativa dato che il valore massimo della tensione residua si ha in corrispondenza del fronte dell'onda di corrente.

⁷ Alla tensione nominale di linea di 132 kV corrisponde una tensione massima del sistema pari a 145 kV , mentre alla tensione nominale di linea di 150 kV corrisponde una tensione massima del sistema pari a 170 kV . La tensione massima del sistema deve essere minore o uguale della massima tensione continuativa che può essere applicata al MOSA.

Tabella 5.1: Caratteristiche A_0 e A_1 dei MOSA per il livello di tensione 145 kV

Corrente [kA]	A_0 [kV]	A_1 [kV]
$2 \cdot 10^{-6}$	199	150
0,1	265	200
1	311	234
2	328	248
5	354	267
10	376	283
20	411	310

Tabella 5.2: Caratteristiche A_0 e A_1 dei MOSA per il livello di tensione 170 kV

Corrente [kA]	A_0 [kV]	A_1 [kV]
$2 \cdot 10^{-6}$	234	176
0,1	312	235
1	366	276
2	386	291
5	416	314
10	442	333
20	484	365

Le caratteristiche non lineari A_0 e A_1 possono essere rappresentate in ATP-EMTP mediante il modello Type 92, all'interno del quale vengono inseriti i valori di tensione e corrente riportati nelle Tabelle 5.1 e 5.2, rispettivamente per i livelli di tensione 145 e 170 kV; a partire da tali valori, la routine ZNO FITTER di ATP-EMTP ricava le caratteristiche esponenziali a tratti descritte dalla (5.2).

I valori iniziali dei parametri dei filtri passa-basso possono essere ricavati con l'ausilio delle formule seguenti [11], note le caratteristiche costruttive dello scaricatore:

$$\begin{aligned}
 L_0 &= 0,2 \cdot \frac{d}{n} && [\mu\text{H}] \\
 R_0 &= 100 \cdot \frac{d}{n} && [\Omega] \\
 L_1 &= 15 \cdot \frac{d}{n} && [\mu\text{H}] \\
 R_1 &= 65 \cdot \frac{d}{n} && [\Omega]
 \end{aligned}
 \tag{5.3}$$

Nelle (5.3) si è indicato con:

d : l'altezza dello scaricatore, in metri.

n : il numero di colonne di MOV in parallelo⁸;

La Tabella 5.3 riporta i valori iniziali dei parametri dei filtri passa-basso per i livelli di tensione 145 e 170 kV, calcolati con le (5.3).

Tabella 5.3: Parametri dei filtri passa-basso dei MOSA unificati Terna per i livelli di tensione 145-170 kV

Livello di tensione [kV]	L_0 [μ H]	R_0 [Ω]	L_1 [μ H]	R_1 [Ω]
145	0,2	105	15	70
170	0,25	125	18,5	80

Nel modello è rappresentata anche la capacità C_0 che lo scaricatore presenta quando è sottoposto alla tensione di esercizio, ricavata a partire dalle sue caratteristiche costruttive, ovvero:

$$C_0 = 100 \cdot \frac{n}{d} \quad [\text{pF}] \quad (5.4)$$

La Tabella 5.4 riporta i valori di capacità dei MOSA unificati Terna per i livelli di tensione 145 e 170 kV, calcolati con la (5.4).

Tabella 5.4: Capacità dei MOSA unificati Terna per i livelli di tensione 145 e 170 kV

Livello di tensione [kV]	C_0 [pF]
145	95
170	80

Per verificare le caratteristiche non lineari A_0 e A_1 riportate nelle Tabelle 5.1 e 5.2, al modello dello scaricatore viene applicata un'onda di corrente 50/100 μ s di ampiezza pari a 1 kA⁹, andando poi a confrontare il valore di tensione residua a impulso di manovra U_{ps} con il corrispondente valore misurato in laboratorio¹⁰; in caso di scostamento tra il valore calcolato e quello misurato, si procede a modificare in modo iterativo le caratteristiche A_0 e A_1 fino a giungere a convergenza.

L'onda di corrente 50/100 μ s per la misura in laboratorio della tensione residua dei MOV, viene prodotta dal generatore di elevate correnti impulsive rappresentato in Figura 5.11. Un banco di condensatori di alta tensione ad elevata capacità, connessi tra loro in parallelo, viene lentamente caricato da una sorgente di tensione continua e poi rapidamente scaricato attraverso l'oggetto in prova; la scarica viene avviata mediante l'innesco di uno spinterometro a sfere; la forma dell'onda di corrente viene modellata dalla resistenza R e dall'induttanza L .

⁸ Gli scaricatori ad ossidi metallici unificati Terna sono a singola colonna, pertanto nelle (5.3) si pone $n = 1$.

⁹ I MOSA unificati Terna per i livelli di tensione 145 e 170 kV [12] presentano una corrente nominale di scarica a impulso di manovra 30/60 μ s pari a 1 kA; la tensione residua a impulso di manovra alla corrente nominale di scarica deve essere inferiore a $U_{ps} = 245 kV_{cr}$ per il livello di tensione 145 kV e $U_{ps} = 290 kV_{cr}$ per il livello di tensione 170 kV.

¹⁰ I costruttori testano i MOV con un'onda di corrente di ampiezza pari a 1 kA che simula un impulso di manovra (tipicamente un'onda con durata del fronte compresa tra 30 e 50 μ s e durata all'emivalore compresa tra 60 e 100 μ s), e misurano la corrispondente tensione residua ai capi del blocco; il prodotto di tale tensione per il numero complessivo di blocchi che formano la colonna, restituisce la tensione residua ai capi dello scaricatore per impulso di manovra, U_{ps} .

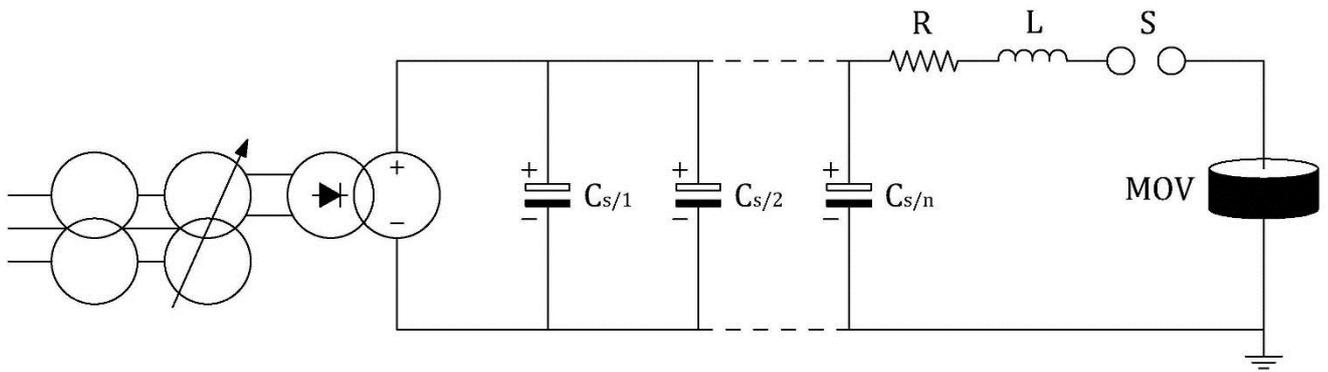


Figura 5.11: Generatore di elevate correnti impulsive per la misura della tensione residua dei MOV.

La Figura 5.12 riporta l'andamento dell'onda di corrente 50/100 μs di ampiezza 1 kA prodotta dal generatore in Figura 5.11, e la corrispondente tensione residua a impulso di manovra U_{ps} ottenuta dal modello del MOSA unificato Terna per il livello di tensione 145 kV implementato in ATP-EMTP. Il valore di cresta della tensione residua simulata è in linea con quello misurato in laboratorio, pertanto non sono necessari aggiustamenti alle caratteristiche A_0 e A_1 riportate in Tabella 5.1.

La Figura 5.13 riporta l'andamento dell'onda di corrente 50/100 μs di ampiezza 1 kA prodotta dal generatore in Figura 5.11, e la corrispondente tensione residua a impulso di manovra U_{ps} ottenuta dal modello del MOSA unificato Terna per il livello di tensione 170 kV implementato in ATP-EMTP. Il valore di cresta della tensione residua simulata è in linea con quello misurato in laboratorio, pertanto non sono necessari aggiustamenti alle caratteristiche A_0 e A_1 riportate in Tabella 5.2.

Si osserva che con onde di corrente a fronte lungo la tensione residua raggiunge il valore massimo in corrispondenza del valore di cresta della corrente.

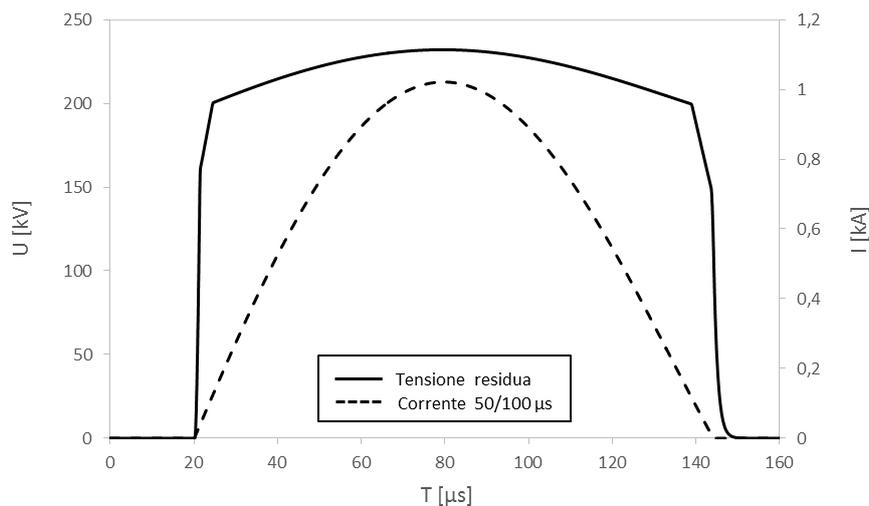


Figura 5.12: Andamento dell'onda di corrente 50/100 μs prodotta in laboratorio e corrispondente tensione residua simulata in ATP-EMTP. MOSA unificato Terna per il livello di tensione 145 kV.

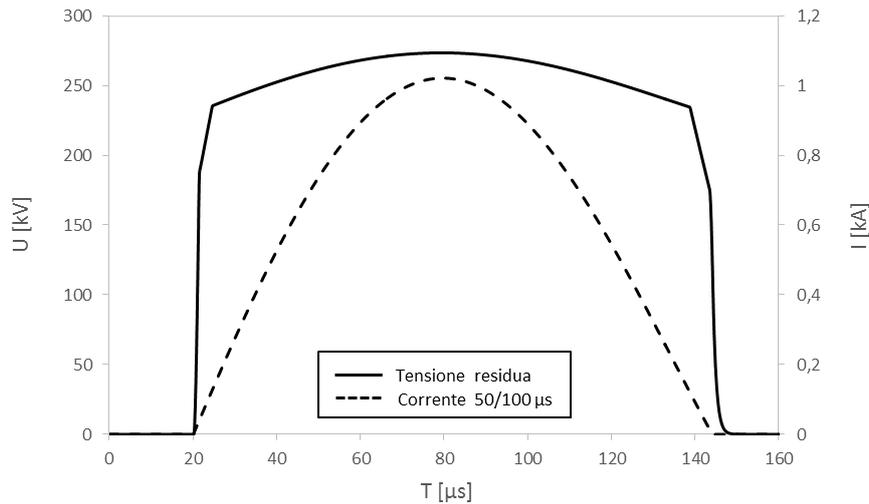


Figura 5.13: Andamento dell'onda di corrente 50/100 μs prodotta in laboratorio e corrispondente tensione residua simulata in ATP-EMTP. MOSA unificato Terna per il livello di tensione 170 kV.

Per verificare i valori iniziali dei parametri dei filtri passa-basso riportati in Tabella 5.3, al modello del MOSA viene applicata un'onda di corrente 8/20 μs di ampiezza pari a 10 kA¹¹, andando poi a confrontare il valore di tensione residua a impulso atmosferico U_{pl} con il corrispondente valore misurato in laboratorio¹²; in caso di scostamento tra il valore calcolato e quello misurato, si procede a modificare in modo iterativo il solo parametro L_1 fino a giungere a convergenza. Infatti, si dimostra che il parametro L_1 è quello che influenza maggiormente il valore della tensione residua a impulso atmosferico U_{pl} [11].

La Figura 5.14 riporta l'andamento dell'onda di corrente 8/20 μs di ampiezza 10 kA prodotta dal generatore in Figura 5.11, e la corrispondente tensione residua a impulso atmosferico U_{pl} ottenuta dal modello del MOSA unificato Terna per il livello di tensione 145 kV implementato in ATP-EMTP. Il valore di cresta della tensione residua simulata è in linea con quello misurato in laboratorio, pertanto non sono necessari aggiustamenti al parametro L_1 riportato in Tabella 5.3.

La Figura 5.15 riporta l'andamento dell'onda di corrente 8/20 μs di ampiezza 10 kA prodotta dal generatore in Figura 5.11, e la corrispondente tensione residua a impulso atmosferico U_{pl} ottenuta dal modello del MOSA unificato Terna per il livello di tensione 170 kV implementato in ATP-EMTP. Il valore di cresta della tensione residua simulata è in linea con quello misurato in laboratorio, pertanto non sono necessari aggiustamenti al parametro L_1 riportato in Tabella 5.3.

Si osserva che con onde di corrente a fronte ripido la tensione residua raggiunge il valore di cresta prima della corrente, a differenza di quanto avviene con le onde di corrente a fronte lungo.

¹¹ I MOSA unificati Terna per i livelli di tensione 145 e 170 kV [12] presentano una corrente nominale di scarica a impulso atmosferico 8/20 μs pari a 10 kA; la tensione residua a impulso atmosferico alla corrente nominale di scarica deve essere inferiore a $U_{pl} = 295 kV_{cr}$ per il livello di tensione 145 kV e $U_{pl} = 340 kV_{cr}$ per il livello di tensione 170 kV.

¹² I costruttori testano i MOV con un'onda di corrente 8/20 μs di ampiezza pari a 10 kA che simula un impulso di origine atmosferica, e misurano la corrispondente tensione residua ai capi del blocco; il prodotto di tale tensione per il numero complessivo di blocchi che formano la colonna, restituisce la tensione residua ai capi dello scaricatore per impulso di origine atmosferica, U_{pl} .

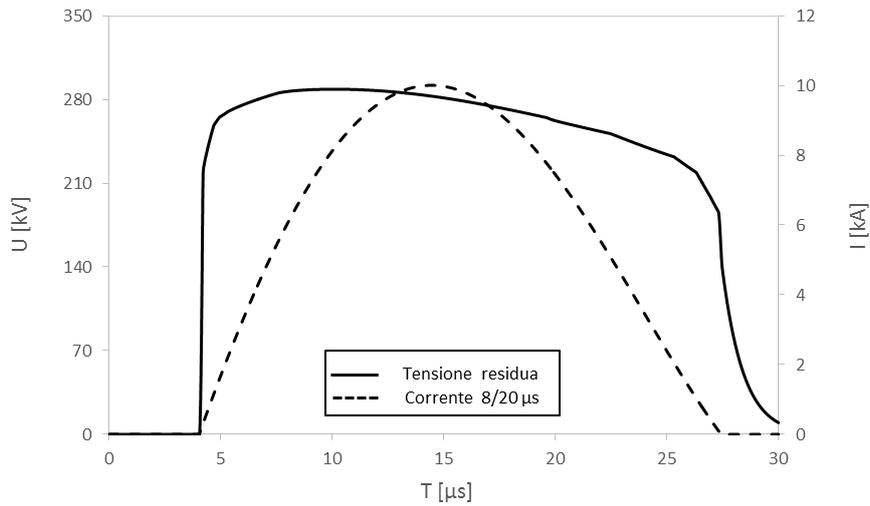


Figura 5.14: Andamento dell'onda di corrente 8/20 μ s prodotta in laboratorio e corrispondente tensione residua simulata in ATP-EMTP. MOSA unificato Terna per il livello di tensione 145 kV.

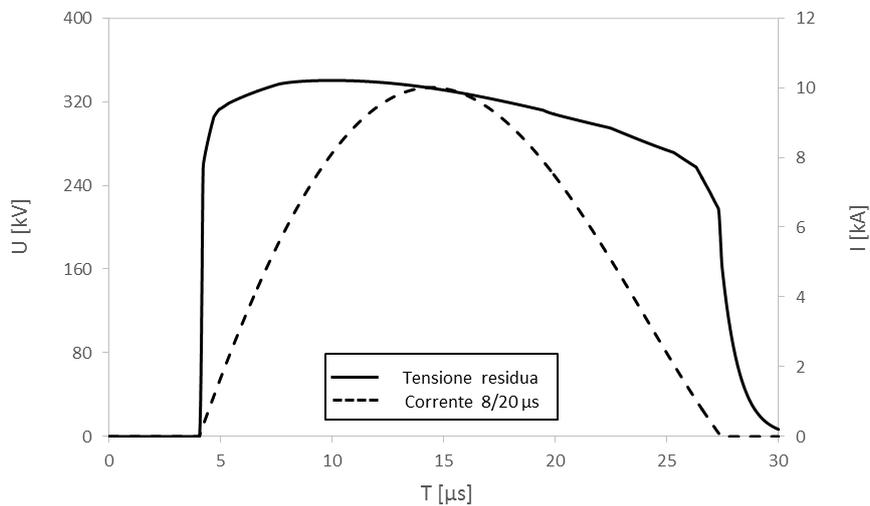


Figura 5.15: Andamento dell'onda di corrente 8/20 μ s prodotta in laboratorio e corrispondente tensione residua simulata in ATP-EMTP. MOSA unificato Terna per il livello di tensione 170 kV.

Una versione semplificata del modello IEEE è stata proposta nel 1999 da Pinceti e Giannettoni [13]. Il modello semplificato di Pinceti e Giannettoni è riportato in Figura 5.16 ed è costituito da soli cinque componenti, di cui tre lineari e due non lineari.

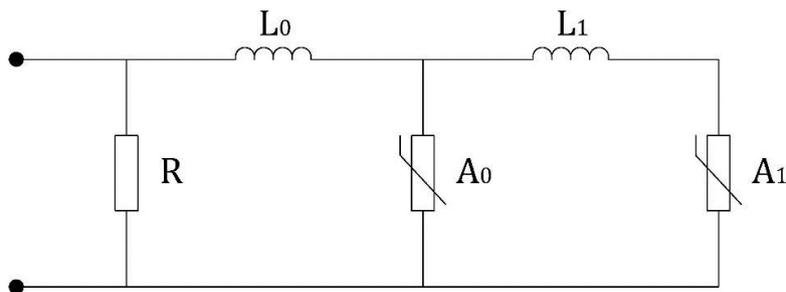


Figura 5.16: Modello semplificato di Pinceti e Giannettoni. [13]

In particolare, le due resistenze R_0 e R_1 in Figura 5.9 vengono sostituite da un'unica resistenza $R \cong 1 M\Omega$ collegata tra i due terminali del modello, che ha la funzione di smorzare le oscillazioni numeriche durante la simulazione, mentre la capacità C_0 viene rimossa dal modello, dal momento che i suoi effetti sono ritenuti trascurabili.

Il vantaggio principale del modello di Pinceti e Giannettoni consiste nel fatto che i parametri del modello non devono essere ricavati in modo iterativo attraverso il confronto con le grandezze misurate in laboratorio, come nel caso del modello IEEE, bensì possono essere direttamente ricavati a partire dalle caratteristiche nominali riportate nelle schede tecniche e sulle targhe degli scaricatori unificati Terna.

Le caratteristiche non lineari A_0 e A_1 sono analoghe a quelle del modello IEEE e possono essere ricavate a partire dai valori in per unità riportati in [13], riferiti alla tensione residua a impulso atmosferico alla corrente nominale di scarica, U_{pl} . Assumendo $U_{pl} = 295 kV_{cr}$ per il livello di tensione 145 kV e $U_{pl} = 340 kV_{cr}$ per il livello di tensione 170 kV, si ottengono i valori di tensione residua in funzione della corrente di scarica riportati nelle Tabelle 5.5 e 5.6, rispettivamente.

Tabella 5.5: Caratteristiche A_0 e A_1 dei MOSA per il livello di tensione 145 kV, modello semplificato di Pinceti e Giannettoni [13]

Corrente [kA]	A_0 [kV]	A_1 [kV]
$2 \cdot 10^{-6}$	239	184
0,1	287	232
1	310	255
3	327	272
10	353	298
20	377	322

Tabella 5.6: Caratteristiche A_0 e A_1 dei MOSA per il livello di tensione 170 kV, modello semplificato di Pinceti e Giannettoni [13]

Corrente [kA]	A_0 [kV]	A_1 [kV]
$2 \cdot 10^{-6}$	275	212
0,1	331	268
1	358	294
3	377	313
10	406	343
20	434	371

Le due induttanze del modello sono calcolate con le seguenti equazioni:

$$L_0 = \frac{1}{12} \cdot \frac{U_{sf} - U_{pl}}{U_{pl}} \cdot U_r \quad [\mu\text{H}] \quad (5.5)$$

$$L_1 = \frac{1}{4} \cdot \frac{U_{sf} - U_{pl}}{U_{pl}} \cdot U_r \quad [\mu\text{H}]$$

Nelle (5.5) si è indicato con:

U_r : la tensione nominale del MOSA¹³, in kV

U_{pl} : la tensione residua per impulso atmosferico 8/20 μs alla corrente nominale di scarica pari a 10 kA, in kV

U_{sf} : la tensione residua per impulso a fronte ripido¹⁴ 1/ T_x μs alla corrente nominale di scarica pari a 10 kA, in kV

Nella Tabella 5.7 sono indicati i valori delle induttanze del modello di Pinceti e Giannettoni, ricavate a partire dalle caratteristiche nominali riportate nelle schede tecniche degli scaricatori unificati Terna:

Tabella 5.7: Induttanze del modello di Pinceti e Giannettoni per i livelli di tensione 145-170 kV

Livello di tensione [kV]	U_r [kV]	U_{pl} [kV]	U_{sf} [kV]	L_0 [μH]	L_1 [μH]
145	117	295	300	0,16	0,49
170	138	340	355	0,51	1,52

La Figura 5.17 riporta l'andamento dell'onda di corrente 50/100 μs di ampiezza 1 kA prodotta dal generatore in Figura 5.11, e la corrispondente tensione residua a impulso di manovra U_{ps} ottenuta dal modello semplificato di Pinceti e Giannettoni implementato in ATP-EMTP, per il livello di tensione 145 kV. Si osserva che il modello di Pinceti e Giannettoni restituisce valori di tensione residua leggermente più alti rispetto a quelli del modello IEEE riportati in Figura 5.12, pertanto sarebbero necessari aggiustamenti alle caratteristiche non lineari A_0 e A_1 proposte in [13].

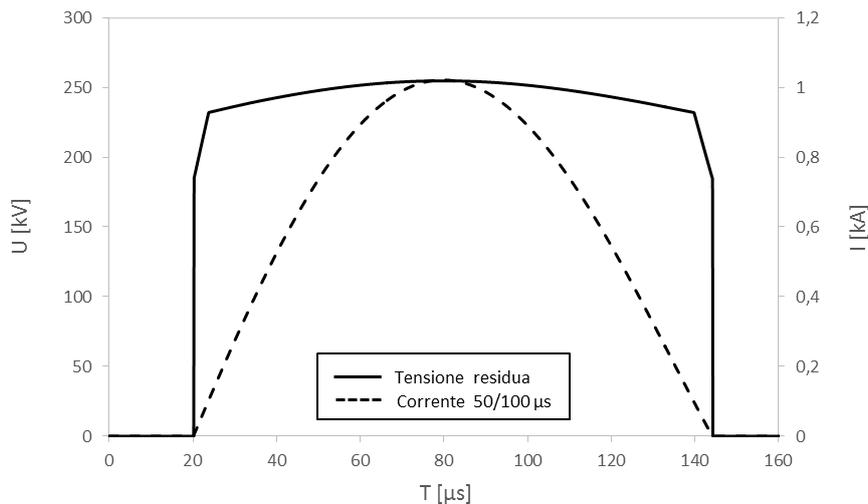


Figura 5.17: Andamento dell'onda di corrente 50/100 μs prodotta in laboratorio e corrispondente tensione residua simulata con il modello di Pinceti e Giannettoni. Livello di tensione 145 kV.

¹³ La tensione nominale di uno scaricatore è quella tensione che viene applicata allo scaricatore per un tempo di 10 s durante la prova di esercizio (operating duty test) prescritta dalla norma di prodotto IEC 60099-4 [14].

¹⁴ Steep front.

La Figura 5.18 riporta l'andamento dell'onda di corrente 8/20 μs di ampiezza 10 kA prodotta dal generatore in Figura 5.11, e la corrispondente tensione residua a impulso atmosferico U_{pl} ottenuta dal modello semplificato di Pinceti e Giannettoni implementato in ATP-EMTP, per il livello di tensione 145 kV. Si osserva che il modello di Pinceti e Giannettoni restituisce un valore di cresta della tensione residua in linea con quello del modello IEEE in Figura 5.14, tuttavia il valore di cresta della tensione viene raggiunto in corrispondenza del valore massimo della corrente, mentre nel modello IEEE il valore di cresta della tensione viene raggiunto prima del valore massimo della corrente, in linea con le misure di laboratorio. Occorre considerare, infine, che nei MOSA unificati Terna il valore della capacità verso terra che lo scaricatore presenta quando è sottoposto alla tensione di esercizio, è dello stesso ordine di grandezza di quella degli altri componenti di stazione, pertanto negli studi di coordinamento dell'isolamento non può essere trascurata come proposto in [13].

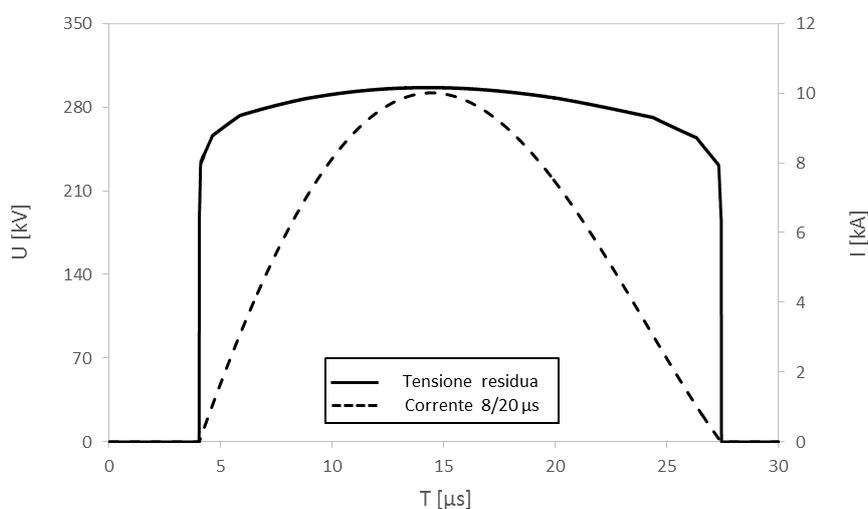


Figura 5.18: Andamento dell'onda di corrente 8/20 μs prodotta in laboratorio e corrispondente tensione residua simulata con il modello di Pinceti e Giannettoni. Livello di tensione 145 kV.

Sulla base delle precedenti considerazioni, il modello IEEE è da preferire al modello di Pinceti e Giannettoni nella rappresentazione dei MOSA unificati Terna. Al contrario, si può ricorrere al modello semplificato di Pinceti e Giannettoni qualora per la taratura del modello non siano disponibili misure di laboratorio delle tensioni residue per onde di corrente normalizzate, ma solo le caratteristiche nominali del MOSA riportate nelle schede tecniche e sulla targa del componente.

Nelle stazioni elettriche 132-150 kV i MOSA sono installati su colonnini di metallo e collegati all'impianto di terra di stazione attraverso una corda di rame di lunghezza all'incirca pari a 4,5 m¹⁵. Alle frequenze di interesse per lo studio delle sovratensioni di origine atmosferica l'effetto dell'induttanza della corda di terra sul valore delle tensioni residue non può essere trascurato, di conseguenza in serie al modello dello scaricatore deve essere prevista un'ulteriore induttanza di valore pari a 1 $\mu\text{H}/\text{m}$ [15, 16] che simula la corda di terra. In particolare, la corda di collegamento all'impianto di terra di stazione causa un incremento delle tensioni residue per sovratensioni transitorie a fronte ripido, rispetto ai valori teorici misurati in laboratorio e riportati nelle schede

¹⁵ La lunghezza indicata è comprensiva anche del tratto di corda all'interno della fondazione del colonnino dello scaricatore.

tecniche dei MOSA; di conseguenza, è opportuno che i collegamenti di terra degli scaricatori siano più corti possibile.

5.2.3 Sovraccarico energetico degli scaricatori ad ossidi metallici

I MOSA possono essere sottoposti a due distinti tipi di sovraccarico energetico, uno legato alla tenuta termo-meccanica dei MOV e l'altro legato alla temperatura limite di funzionamento oltre la quale non sono più in grado di lavorare in modo stabile. In particolare, i materiali elettro-ceramici con cui sono realizzati i MOV presentano un valore limite di energia assorbita per singolo impulso di corrente¹⁶ oltre il quale possono essere danneggiati¹⁷ sia macroscopicamente, con la comparsa di fratture nel materiale, sia microscopicamente, con una variazione della tensione residua. Allo stesso tempo, i MOSA presentano un valore limite di energia assorbita complessiva¹⁸ oltre il quale possono andare in deriva termica¹⁹, con conseguente guasto monofase a terra ed eventuale deflagrazione dello scaricatore stesso. Di conseguenza, per il corretto funzionamento del MOSA entrambi i limiti legati alla tenuta termo-meccanica dei MOV e alla temperatura limite di funzionamento devono essere rispettati.

L'energia massima che può essere dissipata da un MOSA senza causarne la deriva termica definisce la sua classe di energia termica W_{th} ²⁰, espressa in kJ/kV; allo stesso modo, la carica massima che un MOSA può drenare in forma di un singolo evento o di una sequenza di impulsi definisce la sua classe di trasferimento ripetuto della carica Q_{rs} ²¹, espressa in C. La Tabella 5.8 riporta la classe di energia termica W_{th} e la classe di trasferimento ripetuto della carica Q_{rs} dei MOSA unificati Terna per i livelli di tensione 145 e 170 kV.

Tabella 5.8: Classe energetica dei MOSA unificati Terna per i livelli di tensione 145 e 170 kV

Livello di tensione [kV]	W_{th} [kJ/kV]	Q_{rs} [C]
145	7	1,6
170	7	1,6

Il rischio di deriva termica dello scaricatore dovuto ad una sovratensione di origine atmosferica può essere verificato confrontando l'energia dissipata dallo scaricatore W , calcolata in ATP-EMTP, con il valore limite per i MOSA unificati Terna calcolato come:

$$W_{lim} = W_{th} \cdot U_r \quad [kJ] \quad (5.6)$$

Nella (5.6) si è indicato con:

W_{th} : la classe di energia termica riportata in Tabella 5.8;

¹⁶ Single impulse energy absorption limit.

¹⁷ L'energia assorbita può danneggiare i MOV in due modi distinti, stressando lo strato intergranulare tra i grani di ossido di zinco e surriscaldando il blocco per effetto della carica trasferita.

¹⁸ Thermal energy absorption limit.

¹⁹ Thermal runaway. I MOV presentano un coefficiente termico negativo, pertanto se la temperatura del materiale aumenta, aumenta anche la corrente di dispersione e quindi si genera più calore. Il processo continua finché i blocchi non riescono più a smaltire il calore prodotto e lo scaricatore va in deriva termica.

²⁰ Thermal energy rating.

²¹ Repetitive charge transfer rating.

U_r : la tensione nominale del MOSA, pari a $U_r = 117 \text{ kV}$ per il livello di tensione 145 kV e $U_r = 138 \text{ kV}$ per il livello di tensione 170 kV.

Si osserva che l'energia dissipata in un MOV è minore per un'onda di corrente a fronte ripido rispetto a un'onda di corrente a fronte lungo; di conseguenza, il valore istantaneo della resistenza del MOV è maggiore per correnti a fronte ripido. Questo spiega l'aumento della tensione residua ai capi del MOSA al diminuire della pendenza del fronte dell'onda.

Il rischio di danno termo-meccanico dei MOV può essere verificato confrontando la classe di trasferimento ripetuto della carica Q_{rs} , con la carica drenata dal MOSA in presenza di sovratensioni atmosferiche, che in prima approssimazione può essere calcolata come:

$$Q = \frac{W}{U_{10}} \quad [\text{C}] \quad (5.7)$$

Nella (5.7) si è indicato con:

W : l'energia dissipata dallo scaricatore calcolata in ATP-EMTP, in kJ;

U_{10} : la tensione residua a impulso atmosferico 8/20 μs alla corrente nominale di scarica pari a 10 kA.

Con riferimento alle Figure 5.14 e 5.15, per i MOSA unificati Terna si può assumere una tensione residua a impulso atmosferico 8/20 μs pari a $U_{10} = 290 \text{ kV}$ per il livello di tensione 145 kV e $U_{10} = 340 \text{ kV}$ per il livello di tensione 170 kV.

La classe di energia termica W_{th} e la classe di trasferimento ripetuto della carica Q_{rs} dei MOSA unificati Terna viene verificata attraverso prove definite nella relativa norma di prodotto [14], che consistono nell'applicazione di sequenze di impulsi di corrente di forma rettangolare o a semionda sinusoidale, aventi durata compresa tra 2 e 4 ms; tali impulsi sollecitano maggiormente il MOSA rispetto alle normali sovratensioni di origine atmosferica, di conseguenza la verifica delle prestazioni energetiche dei MOSA sulla base delle classi riportate in Tabella 5.8 risulta essere conservativa. Tuttavia, occorre considerare che ciascun fulmine è costituito in media da tre colpi che si susseguono nello stesso canale ionizzato a distanza di alcune decine di ms uno dall'altro, mentre negli studi di coordinamento dell'isolamento vengono normalmente considerati solo i primi colpi di fulmine, che presentano valori di cresta maggiori; di conseguenza, nella valutazione dell'energia totale assorbita dal MOSA è preferibile avere un certo margine di sicurezza che copra l'eventualità di fulmini costituiti da colpi multipli, non considerati nelle simulazioni.

5.3 Trasformatori di misura

Il controllo delle reti di alta tensione non è realizzabile attraverso strumenti di misura a portata diretta, bensì richiede l'impiego di apparecchiature in grado di trasferire su circuiti accessibili, con valori di tensione e corrente ridotti, un'immagine fedele della grandezza misurata; queste apparecchiature vengono denominate trasformatori di misura e sono di due differenti tipologie:

- trasformatori di tensione, detti anche TV
- trasformatori di corrente, detti anche TA

Il compito dei trasformatori di misura è quello di ridurre, secondo un rapporto prestabilito e costante, i valori di tensione e corrente del circuito primario a valori sopportabili dagli strumenti di misura e dalle apparecchiature di protezione collegate al circuito secondario. Un'altra importante funzione dei trasformatori di misura è quella di realizzare una netta separazione elettrica tra il circuito primario e quello secondario, in modo da garantire la sicurezza per coloro che operano sui circuiti secondari.

5.3.1 *Trasformatori di tensione (TV)*

I trasformatori di tensione possono essere di tipo induttivo o di tipo capacitivo. I trasformatori di tensione di tipo induttivo, nel seguito TVI, sono normali trasformatori monofase composti da un avvolgimento primario inserito in derivazione al circuito di cui si vuole controllare il valore di tensione, e da un avvolgimento secondario sul quale si inseriscono gli strumenti di misura o le apparecchiature di protezione; l'avvolgimento primario e secondario sono immersi in olio minerale isolante. Sebbene precisi e affidabili nel tempo, nelle stazioni Terna i TVI sono stati quasi integralmente sostituiti dai TV di tipo capacitivo²², nel seguito TVC, che negli ultimi anni hanno raggiunto lo stesso livello di precisione e affidabilità dei TVI, ma con costi notevolmente inferiori. I TVC presentano anche il vantaggio di poter essere impiegati come condensatori d'accoppiamento per le teletrasmissioni su onda convogliata, con una modesta spesa supplementare (bobina di sbarramento e centralino di accoppiamento). I TVC sono costituiti da un divisore capacitivo e da un'unità elettromagnetica contenente un induttore di accordo e un trasformatore monofase isolato in olio minerale. Come illustrato in Figura 5.19, il divisore capacitivo è collegato tra fase e terra e dispone di una presa intermedia dalla quale viene prelevata la tensione ridotta, che viene poi applicata al primario del trasformatore monofase di media tensione; sull'avvolgimento secondario del trasformatore si inseriscono gli strumenti di misura o le apparecchiature di protezione.

Negli impianti Terna i TVC vengono installati ad una delle due estremità delle sbarre collettrici di stazione e all'uscita di tutte le linee aeree, per la misura rispettivamente della tensione di sbarra e delle tensioni di linea. Nello stallo trasformatore, invece, non è prevista l'installazione di TV.

²² Durante i rinnovi o gli ampliamenti delle stazioni, i TVI eventualmente presenti vengono sostituiti con TVC, come previsto nel progetto unificato Terna. I TVI continuano ad essere impiegati in applicazioni specialistiche, quali ad esempio le misure fiscali per la contabilizzazione dell'energia.

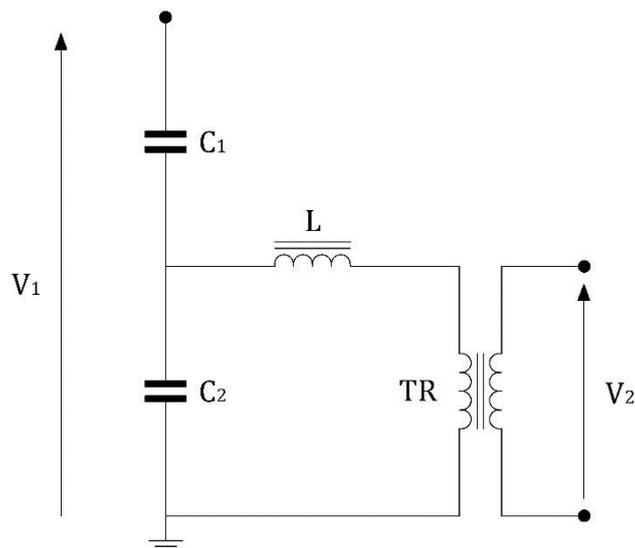


Figura 5.19: Trasformatore di tensione capacitivo. Schema di principio.

Alle frequenze di interesse per lo studio delle sovratensioni di origine atmosferica, il TVC può essere rappresentato con la sola capacità equivalente del divisore capacitivo [17], pari a:

$$C_{eq} = \frac{C_1 \cdot C_2}{C_1 + C_2} \quad (5.8)$$

La capacità equivalente del divisore capacitivo dei TVC unificati Terna ha un valore compreso tra 4 e 10 nF [18].

Una capacità importante come quella del divisore capacitivo di un TVC, è in grado di attenuare le sovratensioni di origine atmosferica provenienti dalla linea. Si consideri, a titolo di esempio, una linea aerea 132-150 kV con interruttore aperto ad una estremità; si supponga, inoltre, che sulla terminazione di linea vi sia un TVC con valore unificato di capacità pari a $C_{eq} = 4 \text{ nF}$.

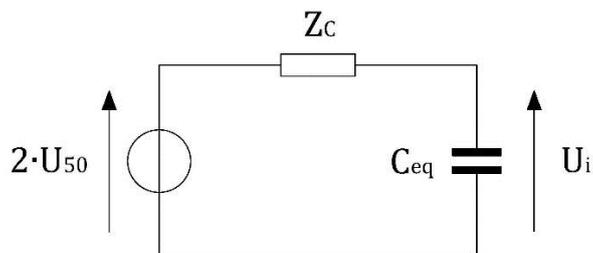


Figura 5.20: Circuito equivalente di una linea aerea a interruttore aperto, terminata su un TVC.

Con riferimento al circuito equivalente in Figura 5.20²³, quando l'onda di tensione raggiunge la terminazione di linea, questa si comporta inizialmente come una bassa impedenza; con il passare del tempo il comportamento tende a quello di una terminazione aperta e la tensione all'arrivo tende ad un valore pari al doppio del valore di cresta della sovratensione incidente. Per le linee aeree 132-150 kV l'impedenza d'onda che tiene conto dell'effetto corona generalizzato dovuto alla

²³ Valido per un tempo di simulazione pari al doppio del tempo di propagazione dell'onda di tensione tra il punto di fulminazione e la terminazione di linea; per tempi maggiori le riflessioni dal punto di fulminazione alterano la forma d'onda della tensione all'arrivo.

sovratensione di origine atmosferica è all'incirca pari a $Z_c \cong 430 \Omega^{24}$, per cui l'onda di tensione risultante sul terminale di alta tensione del TVC raggiungerebbe il valore di cresta in un tempo superiore alla costante di tempo $\tau = Z_c \cdot C_{eq} = 2 \mu s$.

La Figura 5.21 mostra l'andamento di una sovratensione di origine atmosferica alla terminazione di linea con interruttore dello stallo aperto, con e senza TVC in ingresso linea; la sovratensione è stata rappresentata con un'onda di tensione normalizzata 1,2/50 μs di ampiezza pari alla tensione critica di scarica della linea, U_{50}^{25} .

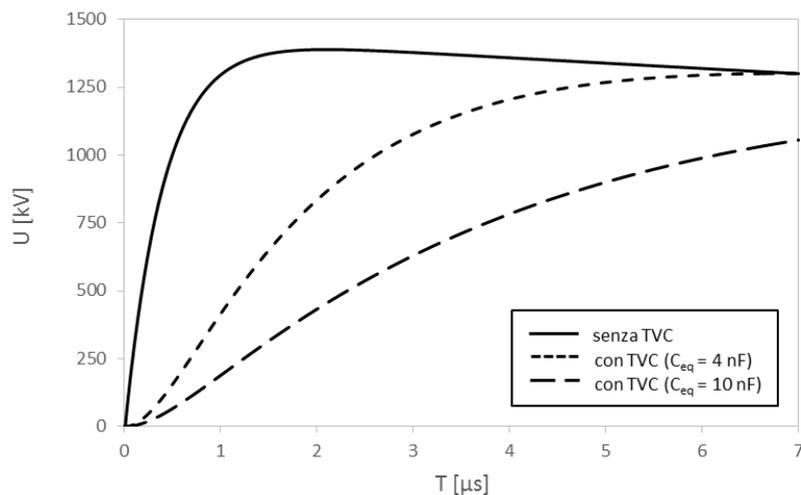


Figura 5.21: Sovratensioni di origine atmosferica in ingresso alla stazione. Linea aerea 132-150 kV con interruttore aperto ad una estremità. Onda di tensione normalizzata 1,2/50 μs .

Si osserva che all'aumentare della capacità equivalente C_{eq} del TVC, si riduce sempre più la pendenza del fronte dell'onda di tensione in ingresso alla stazione; questo comportamento contribuisce a rendere più efficace la protezione delle apparecchiature lato linea²⁶ da parte dello spinterometro installato sull'armamento di amarro al palo gatto. Infatti, per tutti i livelli di tensione adottati da Terna, il rapporto tra la tenuta a impulso atmosferico delle apparecchiature e la tensione di tenuta statistica dello spinterometro in arrivo linea è circa pari a 1,35²⁷; tuttavia, questo rapporto non è sufficiente da solo a garantire la protezione delle apparecchiature lato linea qualora la sovratensione sia superiore sia alla tensione di scarica dello spinterometro, sia al livello di tenuta dell'apparecchiatura da proteggere. Di conseguenza, è importante che il tempo di intervento dello spinterometro sia sempre inferiore al tempo di scarica delle apparecchiature da proteggere, a pari tensione applicata; per gli spinterometri in ingresso linea unificati Terna questo comportamento è stato verificato in laboratorio con riferimento a onde di tensione normalizzate 1,2/50 μs . Tuttavia, se le sovratensioni in arrivo dalla linea presentano fronti più ripidi rispetto a quello dell'onda di tensione normalizzata 1,2/50 μs , il margine di sicurezza tra tempo di intervento dello spinterometro e tempi di scarica delle apparecchiature può risultare insufficiente; in questo caso l'effetto della capacità del TVC garantisce sempre un adeguato margine di sicurezza.

²⁴ Si veda il Capitolo 1, paragrafo 1.14.

²⁵ Tensione a cui corrisponde il 50% di probabilità di cedimento dell'isolamento della linea.

²⁶ Trasformatori di misura e apparecchiature di manovra.

²⁷ Questo rapporto non è garantito per i sezionatori e gli isolatori di supporto in porcellana, sul livello di tensione 170 kV. Si veda il paragrafo 5.5.

Come noto, l'effetto corona può influenzare in modo significativo la propagazione delle sovratensioni di origine atmosferica lungo una linea elettrica aerea, con una riduzione della pendenza del fronte dell'onda e quindi del suo valore di cresta. Dal punto di vista della tenuta delle apparecchiature dello stallo linea, l'effetto corona può essere trascurato per le fulminazioni in prossimità della stazione, operando in questo modo con un criterio di maggior sicurezza²⁸; tuttavia, la modellazione dell'effetto corona è fondamentale per simulare il corretto comportamento alla scarica degli spinterometri in arrivo linea, nonché per il calcolo dell'energia dissipata da eventuali scaricatori di sovratensione. Dal momento che anche il TVC in arrivo linea contribuisce a ridurre il valore di cresta e la pendenza del fronte dell'onda, l'effetto del TVC viene a sovrapporsi all'effetto corona. A titolo di esempio, la Figura 5.22 mostra l'andamento di una sovratensione di origine atmosferica alla terminazione di linea con interruttore dello stallo aperto, con e senza TVC in arrivo linea; la sovratensione è stata rappresentata con un'onda di tensione normalizzata 1,2/50 μs di ampiezza pari alla tensione critica di scarica della linea U_{50} , che simula la deformazione del fronte dell'onda per effetto corona nell'ipotesi di fulminazione a 1 km dalla stazione e terreno a media resistività [20].

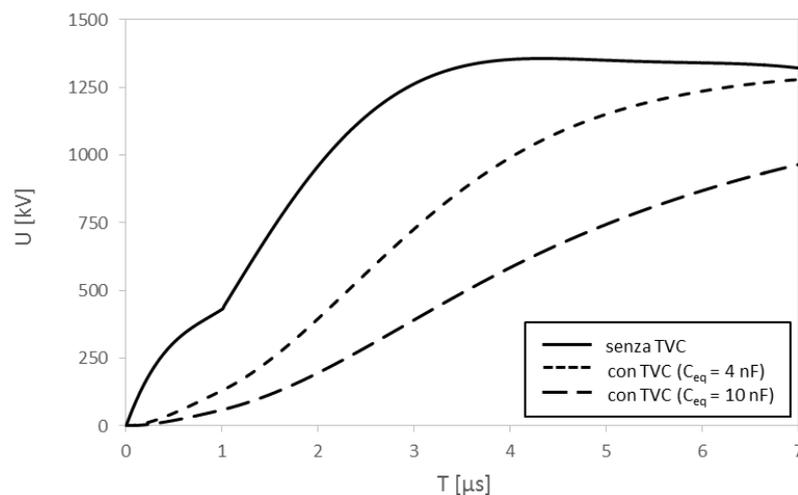


Figura 5.22: Sovratensioni di origine atmosferica in ingresso alla stazione. Linea aerea 132-150 kV con interruttore aperto ad una estremità. Onda normalizzata 1,2/50 μs deformata per effetto corona.

Dal confronto tra le Figure 5.21 e 5.22 si osserva che all'aumentare della capacità equivalente C_{eq} del TVC, il valore di cresta e la pendenza massima del fronte dell'onda in arrivo dalla linea sono sempre meno influenzati dall'effetto corona, il quale contribuisce solo a diminuire il gradiente iniziale del fronte dell'onda; pertanto, in presenza di TVC in arrivo linea e per fulminazioni nelle ultime campate delle linee afferenti alla stazione, l'effetto corona può essere trascurato senza che questo influenzi in modo significativo il comportamento alla scarica degli spinterometri o l'energia dissipata dagli scaricatori di sovratensione.

²⁸ Sulle linee elettriche aeree di alta tensione l'effetto corona introduce un'attenuazione del valore di cresta delle sovratensioni di origine atmosferica compresa tra il 5% e il 20%; inoltre, l'effetto corona riduce la pendenza del fronte dell'onda in arrivo in stazione, tanto più quanto maggiore è la distanza del punto di fulminazione [19].

5.3.2 Bobine di sbarramento

L'estensione e la complessità delle reti di trasmissione dell'energia elettrica hanno reso necessario disporre di un sistema di comunicazione sicuro ed affidabile per il controllo e la supervisione delle condizioni di funzionamento della rete elettrica, nonché per la limitazione nel tempo e nello spazio dei disservizi dovuti a guasti. Sin dagli anni Trenta del secolo scorso le società elettriche hanno ritenuto naturale sviluppare un sistema di comunicazione basato su segnali ad alta frequenza iniettati direttamente sulle linee elettriche ad alta tensione, anziché essere irradiati nell'etere o trasmessi su supporti in rame. Tale sistema di trasmissione è denominato "ad onde convogliate" ed è costituito da apparati di trasmissione connessi agli elettrodotto mediante opportuni organi di accoppiamento e sbarramento, aventi lo scopo di consentire il passaggio dei segnali ad alta frequenza nella direzione voluta, limitandone la propagazione nelle altre direzioni. La gamma di frequenze per la trasmissione ad onde convogliate utilizzata in Italia è compresa tra 40 e 392 kHz.

Nello stallo linea unificato Terna, l'organo di accoppiamento che consente di iniettare i segnali ad onde convogliate sull'elettrodotto è costituito dallo stesso partitore capacitivo del TVC di linea, che garantisce il necessario isolamento elettrico tra sistema di trasmissione dei segnali ad alta frequenza e linea elettrica. Allo stesso modo, l'organo di sbarramento che impedisce ai segnali ad onde convogliate di entrare in stazione distribuendosi su altre linee aeree attraverso le sbarre collettrici di stazione, è costituito da una bobina di adeguata induttanza²⁹ inserita in serie alla linea elettrica a monte dell'organo di accoppiamento. Negli stalli linea unificati Terna per i livelli di tensione 132-150 kV, i dispositivi di accoppiamento e i corrispondenti dispositivi di sbarramento sono presenti solo sulla fase centrale, come illustrato in Figura 5.23.

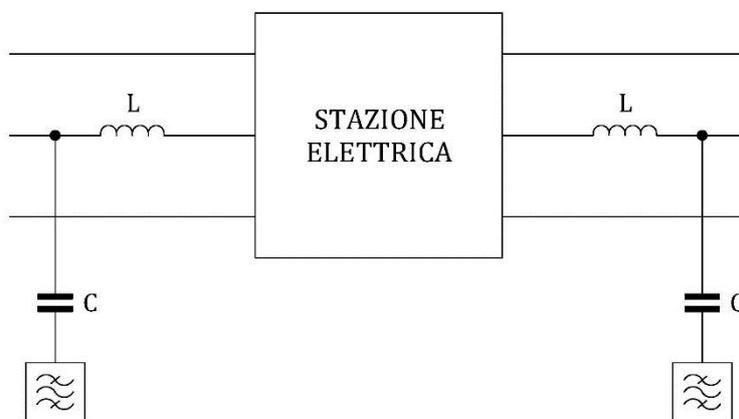


Figura 5.23: Accoppiamento delle onde convogliate con le linee elettriche aeree.

La bobina di sbarramento viene dimensionata in maniera tale da sopportare senza danni il passaggio della corrente nominale della linea aerea e della corrente di breve durata dovuta a guasti o sovraccarichi. La bobina di sbarramento può essere eventualmente corredata di un dispositivo di accordo collegato in parallelo alla bobina stessa, come illustrato in Figura 5.24; il dispositivo di accordo è un filtro passa-banda costituito da un ramo risonante serie e da un ramo risonante parallelo, progettato in maniera tale da bloccare un ristretto intervallo di frequenze corrispondente alle portanti ad onde convogliate.

²⁹ Le bobine di sbarramento unificate Terna hanno valori di induttanza pari a 0,2 o 0,5 mH.

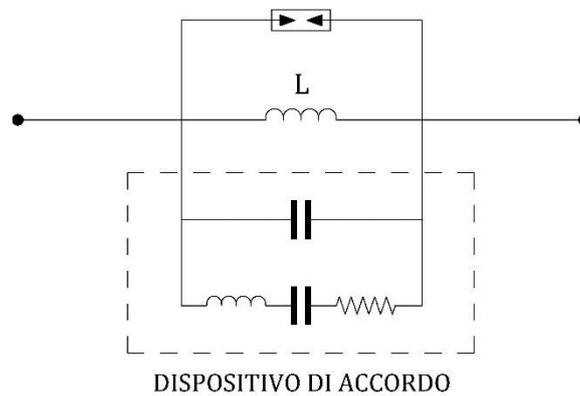


Figura 5.24: Schema di principio di una bobina di sbarramento con dispositivo di accordo. [21]

Tutti gli organi di sbarramento sono dotati, inoltre, di uno scaricatore di protezione a gap d'aria o ad ossidi metallici, collegato in parallelo alla bobina di sbarramento e al dispositivo di accordo, che ha la funzione di limitare le sovratensioni di manovra e di origine atmosferica a valori inferiori al livello di isolamento della bobina stessa. Dal momento che lo scaricatore di protezione ha una tensione di innesco all'incirca pari a 3 kV, in presenza di sovratensioni di origine atmosferica in arrivo dalla linea, la bobina di sbarramento e l'eventuale dispositivo di accordo vengono sempre cortocircuitati dallo scaricatore di protezione, per cui possono essere trascurati nel modello in alta frequenza dello stallo linea.

5.3.3 Trasformatori di corrente (TA)

I trasformatori di corrente unificati Terna [22] sono del tipo con primario a barra passante e secondario avvolto su un nucleo toroidale a bassa riluttanza magnetica, come mostrato in Figura 5.25; la barra passante è collegata in serie al circuito di cui si vuole controllare il valore di corrente, mentre sull'avvolgimento secondario si inseriscono gli strumenti di misura o le apparecchiature di protezione.

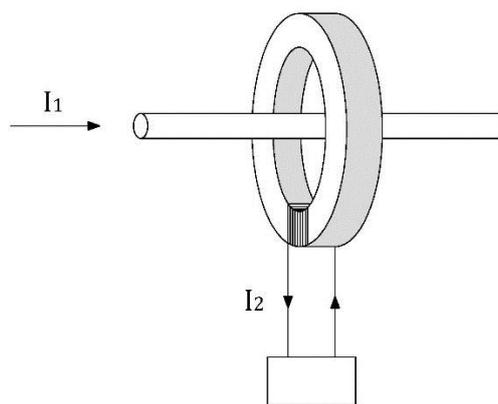


Figura 5.25: Trasformatore di corrente con primario a barra passante. Schema di principio.

L'isolamento interno è realizzato con gas SF6 in pressione, mentre l'isolamento esterno è garantito da un isolatore in composito, costituito da un tubo in vetroresina rivestito di alette in gomma siliconica. Questa tipologia di TA è definita "ad affidabilità incrementata" in quanto non è soggetta

al rischio di incendio e deflagrazione a seguito di archi interni di potenza³⁰, come avviene invece per la più diffusa tipologia di TA con isolamento interno in olio minerale e isolatore in porcellana.

Negli impianti Terna i TA vengono installati sugli stalli linea (tra l'interruttore e il sezionatore di linea) e sugli stalli trasformatore (tra l'interruttore e la macchina), per la lettura rispettivamente della corrente di linea e della corrente di macchina.

Alle frequenze di interesse per lo studio delle sovratensioni di origine atmosferica, il TA può essere rappresentato con la sola capacità parassita verso terra [17]. Sebbene in letteratura siano disponibili valori di capacità di riferimento per i TA normalmente impiegati nelle reti di alta tensione [23], tuttavia tali valori sono riferiti a TA convenzionali isolati in olio minerale e non sono direttamente applicabili ai TA ad affidabilità incrementata isolati in gas SF₆, installati nelle stazioni Terna; pertanto, per i TA unificati Terna è necessario fare riferimento alle misure effettuate in laboratorio dai costruttori, oppure ai valori di capacità calcolati con i modelli agli elementi finiti delle apparecchiature. La Tabella 5.9 riporta i valori di capacità media dei TA isolati in gas SF₆ unificati Terna per i livelli di tensione 145-170 kV.

Tabella 5.9: Valori di capacità media dei TA isolati in gas SF₆

Livello di tensione [kV]	Capacità [pF]
145	135
170	175

5.4 Apparecchiature di manovra

Nelle stazioni unificate Terna vengono impiegate due differenti tipologie di apparecchiature di manovra: interruttori e sezionatori.

5.4.1 Interruttori di alta tensione

Gli interruttori sono apparecchiature destinate a stabilire o interrompere la corrente elettrica, sia essa di carattere permanente o transitorio.

Gli interruttori unificati Terna [24] per i livelli di tensione 145-170 kV sono di tipo "Live Tank"³¹, ovvero sono costituiti da tre camere di interruzione, una per polo, inserite all'interno di isolatori cavi e isolate da terra mediante isolatori di supporto, anch'essi cavi, all'interno dei quali scorrono le aste di manovra collegate ai contatti mobili dell'interruttore. Per ridurre il rischio di deflagrazione, gli isolatori delle camere di interruzione e gli isolatori di supporto sono realizzati in composito, ovvero sono costituiti da un tubo in vetroresina rivestito di alette in gomma siliconica. Gli interruttori di alta tensione utilizzano attualmente il gas SF₆ in pressione come fluido isolante e

³⁰ Dovuti a un cedimento dell'isolamento interno tra le parti attive e la massa, con conseguente guasto monofase a terra.

³¹ Per distinguerli dagli interruttori di tipo "Dead Tank", nei quali la camera di interruzione è contenuta all'interno di un involucro metallico in pressione a potenziale di terra; in questo caso, i terminali dell'interruttore sono realizzati mediante passanti SF₆-aria.

come fluido per l'estinzione dell'arco elettrico che si forma tra i contatti dell'interruttore durante le manovre di apertura³².

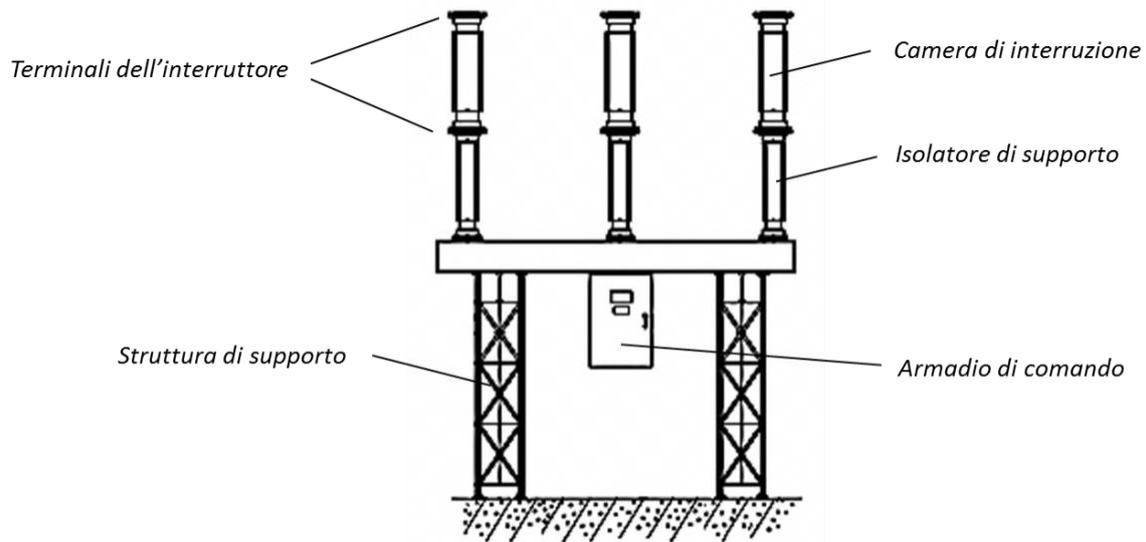


Figura 5.26: Interruttore 145-170 kV di tipo "Live Tank".

Gli interruttori possiedono due posizioni stabili di funzionamento, che corrispondono alla posizione di apertura, nella quale il circuito elettrico risulta interrotto, e alla posizione di chiusura, nella quale è assicurata la continuità del circuito. Quando l'interruttore è aperto, l'isolamento tra i contatti è garantito dal gas SF₆ in pressione; di conseguenza, alle frequenze di interesse per lo studio delle sovratensioni di origine atmosferica la camera di interruzione aperta può essere rappresentata con la sola capacità parassita tra i contatti aperti [25], indicata con C_1 in Figura 5.27. Il circuito in alta frequenza dell'interruttore viene completato con la capacità parassita verso terra dell'isolatore di supporto, indicata con C_2 ; quando l'interruttore è chiuso, il circuito equivalente si riduce alla sola capacità C_2 .

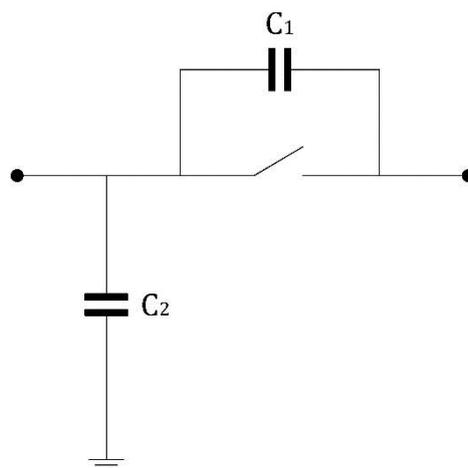


Figura 5.27: Interruttore 145-170 kV di tipo "Live Tank". Circuito equivalente in alta frequenza. [25]

³² Sono attualmente disponibili sul mercato interruttori di alta tensione che utilizzano gas alternativi all'SF₆ a ridotto GWP (Global Warming Potential), oppure camere a vuoto; tuttavia, tali apparecchiature non vengono ancora impiegate nelle stazioni elettriche Terna.

Sebbene in letteratura siano disponibili valori di capacità di riferimento per gli interruttori impiegati nelle reti di alta tensione [23], tuttavia data la notevole varietà costruttiva di tali interruttori è preferibile fare riferimento alle misure effettuate in laboratorio dai costruttori, oppure ai valori di capacità calcolati con i modelli agli elementi finiti delle apparecchiature. La Tabella 5.10 riporta i valori di capacità media degli interruttori di tipo “Live Tank” unificati Terna per i livelli di tensione 145-170 kV, con riferimento al circuito equivalente in Figura 5.27.

Tabella 5.10: Valori di capacità media degli interruttori isolati in gas SF6 di tipo “Live Tank”

Livello di tensione [kV]	C ₁ [pF]	C ₂ [pF]
145 - 170	30	20

5.4.2 Sezionatori di alta tensione

I sezionatori di alta tensione sono apparecchiature di manovra in grado di:

- portare con continuità la corrente di esercizio e per un tempo limitato le correnti di sovraccarico e cortocircuito
- assicurare, in posizione di aperto, adeguate distanze di isolamento in aria
- garantire con certezza la posizione di aperto in modo visibile

Dal momento che i sezionatori di alta tensione sono in grado di interrompere o stabilire solo correnti di entità trascurabile³³, questi vengono sempre manovrati a circuito aperto; di conseguenza, la specifica funzione del sezionatore diventa quella di separare elettricamente dal resto del circuito quei componenti sui quali è necessario effettuare interventi di manutenzione o riparazione; per ragioni di sicurezza la posizione di aperto del sezionatore deve essere ben visibile. Tuttavia, il sezionatore può essere utilizzato anche per effettuare delle modifiche dello schema d’impianto, come ad esempio nell’operazione di cambio sbarre³⁴.

Sono disponibili differenti tipologie di sezionatori di alta tensione, che possono essere raggruppati in quattro principali famiglie, come mostrato in Figura 5.28. Il sezionatore rotativo a doppia interruzione viene comunemente impiegato come sezionatore di linea negli impianti Terna ed è costituito da tre colonne di isolatori allineati: i due isolatori esterni supportano i contatti fissi, mentre quello centrale supporta un’asta che presenta all’estremità i due contatti mobili; la manovra del sezionatore avviene mediante la rotazione dell’isolatore centrale. Il sezionatore a semi-pantografo viene comunemente impiegato negli impianti Terna come sezionatore di sbarra, in quanto presenta un minore ingombro e una maggiore manovrabilità rispetto alle altre tipologie di sezionatori; nel sezionatore a semi-pantografo il contatto mobile è collegato all’estremità di un braccio articolato che si muove verticalmente; il contatto fisso³⁵, invece, è collegato ai conduttori

³³ Come ad esempio le deboli correnti capacitive di linea o le correnti di commutazione di sbarra. Fanno eccezione i sezionatori di terra (detti anche lame di terra) per la messa a terra delle linee elettriche aeree ad entrambe le estremità, a seguito di interventi di manutenzione o fuori servizio della linea. Le lame di terra sono in grado di interrompere e stabilire eventuali correnti induttive per accoppiamento elettrostatico ed elettromagnetico, anche con l’ausilio di camere di interruzione isolate in gas SF6, collegate in serie ai contatti principali del sezionatore.

³⁴ L’operazione di cambio sbarre consente di collegare uno stallo linea o trasformatore ad una differente sbarra di stazione senza manovrare i relativi interruttori di stallo, con la sola manovra dei sezionatori di sbarra.

³⁵ Denominato anche “pendino”.

tubolari delle sbarre collettrici di stazione³⁶; sono previsti solo due isolatori, uno fisso che supporta le parti attive del sezionatore, e l'altro rotante che trasmette il moto al braccio articolato.

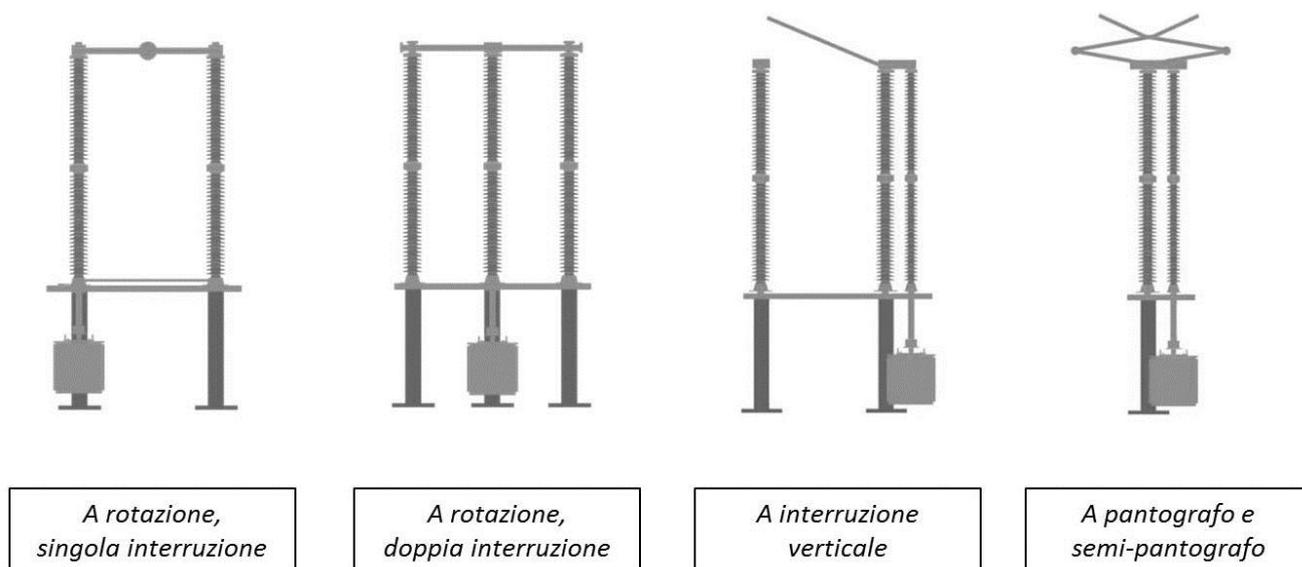


Figura 5.28: Principali tipologie di sezionatori di alta tensione.

I sezionatori unificati Terna [26] per i livelli di tensione 145-170 kV impiegano isolatori in porcellana a sezione piena, che garantiscono un'adeguata robustezza meccanica per il sostegno delle parti attive del sezionatore e per la trasmissione del moto alle parti mobili. La Tabella 5.11 riporta il numero e la tipologia di isolatori in porcellana dei sezionatori di linea e di sbarra unificati Terna.

Tabella 5.11: Numero e tipologia di isolatori dei sezionatori unificati Terna

Impiego	Tipologia sezionatore	Numero isolatori di supporto	Numero isolatori di manovra
sezionatore di linea	doppia interruzione	2	1
sezionatore di sbarra	semi-pantografo	1	1

Alle frequenze di interesse per lo studio delle sovratensioni di origine atmosferica gli isolatori in porcellana possono essere rappresentati con le sole capacità parassite verso terra. Non sono attualmente disponibili misure di capacità effettuate in laboratorio sugli isolatori in porcellana dei sezionatori unificati Terna, pertanto occorre fare riferimento ai valori di capacità riportati in letteratura. In particolare, dato che i sezionatori unificati Terna impiegano gli stessi isolatori in porcellana utilizzati come isolatori rompi-tratta per i collegamenti in corda e come colonnini porta sbarre in stazione, è possibile estrapolare il valore di capacità degli isolatori dei sezionatori direttamente dal grafico in Figura 5.29 relativo a isolatori di supporto in porcellana³⁷, che riporta il valore della capacità parassita in funzione della lunghezza dell'isolatore [25].

³⁶ Si veda il paragrafo 5.6.

³⁷ Post insulators.

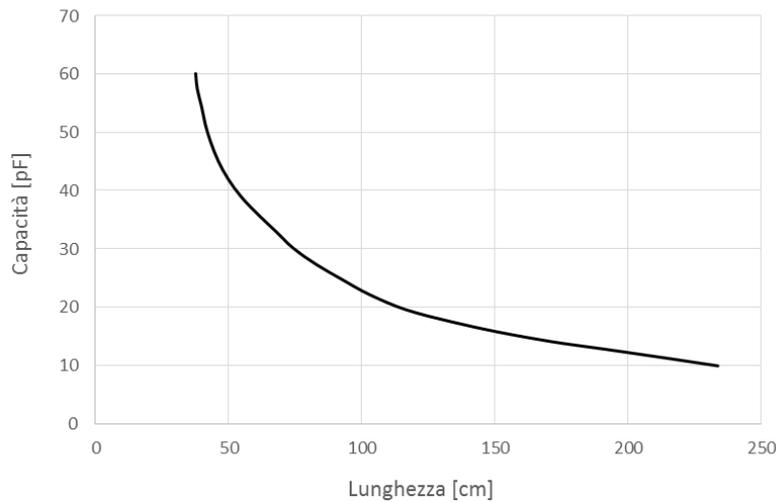


Figura 5.29: Capacità in funzione della lunghezza di un isolatore di supporto in porcellana. [25]

In particolare, gli isolatori in porcellana unificati Terna [27] per i livelli di tensione 145-170 kV hanno un'altezza pari a 1,5 metri, a cui corrisponde una capacità parassita circa pari a 15 pF. Si osserva che tale capacità è dello stesso ordine di grandezza di quella delle catene di isolatori a cappia e perno delle linee aeree 132-150 kV³⁸.

Le parti attive dei sezionatori³⁹ sono realizzate con conduttori rigidi di lunghezza inferiore a 3 metri, che possono essere rappresentati con semplici induttanze di valore pari a 1 $\mu\text{H}/\text{m}$ ⁴⁰ [25].

La Figura 5.30 riporta il circuito equivalente in alta frequenza dei sezionatori di linea di tipo rotativo a doppia interruzione e dei sezionatori di sbarra di tipo a semi-pantografo, unificati Terna.

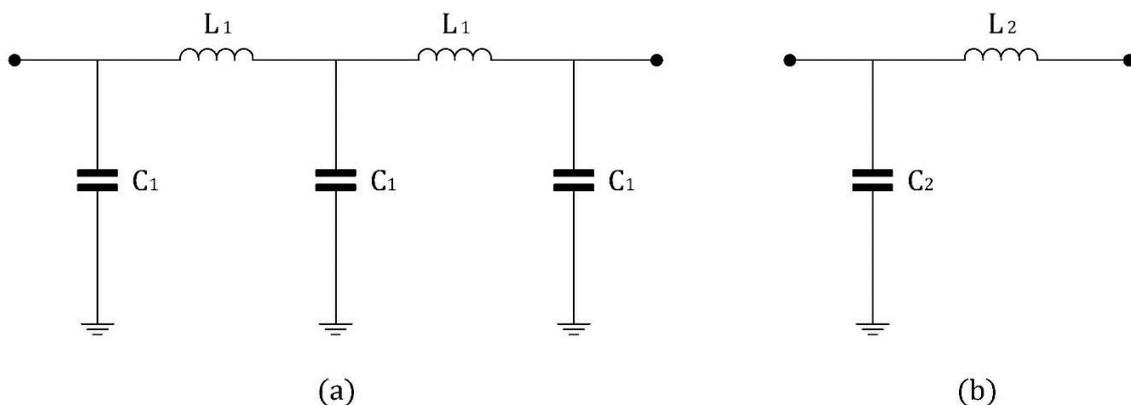


Figura 5.30: Circuiti equivalenti dei sezionatori unificati Terna per i livelli di tensione 145-170 kV. (a) Sezionatore di linea rotativo a doppia interruzione. (b) Sezionatore di sbarra a semi-pantografo.

La Tabella 5.12 riporta i valori dei parametri dei circuiti equivalenti dei sezionatori unificati Terna in Figura 5.30.

³⁸ Si veda il Capitolo 3, paragrafo 3.1.

³⁹ L'asta mobile nel sezionatore rotativo a doppia interruzione, e il braccio articolato nel sezionatore a pantografo o semi-pantografo.

⁴⁰ Tale rappresentazione è valida per lo studio dei transitori veloci in un intervallo di frequenze compreso tra 10 kHz e 1 MHz.

Tabella 5.12: Parametri dei circuiti equivalenti in alta frequenza dei sezionatori unificati Terna

Livello di tensione [kV]	L ₁ [μH]	C ₁ [pF]	L ₂ [μH]	C ₂ [pF]
145-170	1,5	15	2,5	30

5.5 Livelli di tenuta a impulso atmosferico delle apparecchiature

Gli isolamenti possono essere di tipo auto-ripristinante o di tipo non auto-ripristinante; l'isolamento auto-ripristinante è un isolamento che riacquista completamente le sue proprietà isolanti dopo una scarica dovuta all'applicazione di una tensione di prova, mentre l'isolamento non auto-ripristinante è un isolamento che perde le sue proprietà isolanti, o non le recupera completamente⁴¹, dopo una scarica. Per gli isolamenti di tipo auto-ripristinante si definisce una tensione di tenuta statistica agli impulsi di origine atmosferica, come il valore di cresta di un'onda di tensione normalizzata applicata durante le prove ad impulso sull'isolamento, per il quale la probabilità di tenuta è pari al 90%. Allo stesso modo, per gli isolamenti di tipo non auto-ripristinante si definisce una tensione di tenuta convenzionale agli impulsi di origine atmosferica, come il valore di cresta di un'onda di tensione normalizzata applicata durante le prove ad impulso, per il quale l'isolamento non deve essere sede di alcuna scarica distruttiva. Le tensioni di tenuta agli impulsi di origine atmosferica sono definite rispetto all'onda di tensione normalizzata 1,2/50 μs.

Le apparecchiature di alta tensione presentano normalmente isolamenti interni in parallelo ad isolamenti esterni⁴²; gli isolamenti interni sono di tipo non auto-ripristinante⁴³, mentre gli isolamenti esterni sono di tipo auto-ripristinante⁴⁴. In questo caso, chi condiziona la scelta del valore della tensione di prova è sempre l'isolamento interno di tipo non auto-ripristinante. A tal proposito, si evidenzia che in molti casi il tempo di scarica degli isolamenti non auto-ripristinanti è inferiore a quello degli isolamenti auto-ripristinanti, tuttavia un processo globale di ottimizzazione delle apparecchiature ha spinto i costruttori ad accettare un rischio di fallire le prove ad impulso per isolamenti interni assai più basso che per scarica degli isolamenti in aria; pertanto, la probabilità di scarica alla tensione di prova è generalmente più bassa per gli isolamenti non auto-ripristinanti rispetto a quelli auto-ripristinanti [28].

La Tabella 5.13 riporta la tensione di tenuta agli impulsi di origine atmosferica, $LIWV$ ⁴⁵, delle apparecchiature unificate Terna per i livelli di tensione 145-170 kV. Occorre considerare che tra gli isolamenti interni di tutte le apparecchiature di una medesima tipologia installate in una rete elettrica, esistono sempre delle inevitabili differenze; a questo si aggiunge il fatto che la probabilità di scarica di un isolamento interno non resta costante nel tempo, a causa delle variazioni del suo

⁴¹ Come nel caso degli isolamenti in olio minerale o in gas SF₆.

⁴² Fanno eccezione i sezionatori, il cui isolamento verso terra è realizzato con isolatori in porcellana a sezione piena; in questo caso, la probabilità di avere scariche attorno ad una parte di isolamento non auto-ripristinante è trascurabile e la probabilità di scarica coincide con quella della parte auto-ripristinante.

⁴³ Ad esempio polietilene reticolato (XLPE), carta-olio, gas SF₆.

⁴⁴ Ad esempio le distanze di separazione in aria e le superfici in contatto con l'atmosfera di isolamento solido, come le alette degli isolatori in composito o in porcellana.

⁴⁵ Lightning Impulse Withstand Voltage.

stato fisico (pressione, temperatura, umidità, impurità, invecchiamento). Di conseguenza, nelle verifiche è opportuno considerare un ulteriore margine di sicurezza del 15% [29] rispetto ai valori di *LIWV* riportati in Tabella 5.13.

Tabella 5.13: Tensione di tenuta agli impulsi di origine atmosferica delle apparecchiature unificate Terna per i livelli di tensione 145-170 kV

Apparecchiatura	Livello di tensione [kV]	LIWV [kV _{cr}]	
		Isolamento fase-terra	Isolamento longitudinale
TVC	145	650	-
	170	750	-
TA	145	750	-
	170	850	-
Interruttore	145	650	650
	170	750	750
Sezionatori	145	650	750
	170		
Isolatori di supporto	145	650	-
	170		

Per le apparecchiature di manovra in posizione di aperto, i cui contatti risultano momentaneamente separati ed energizzati in modo indipendente uno dall'altro⁴⁶, oltre alla tensione di tenuta a impulso atmosferico per l'isolamento fase-terra, viene indicata anche una tensione di tenuta a impulso atmosferico per l'isolamento longitudinale⁴⁷.

I MOSA non sono riportati in tabella in quanto la loro tensione residua a impulso atmosferico è inferiore alla tensione di tenuta a impulso atmosferico dell'isolamento esterno.

Il TA isolato in gas SF₆ presenta livelli di isolamento maggiorati essendo un'apparecchiatura "ad affidabilità incrementata".

Il rapporto tra le tensioni di tenuta agli impulsi di origine atmosferica delle apparecchiature e la tensione di tenuta statistica degli spinterometri in ingresso linea⁴⁸, è sempre pari a 1,35. Tale rapporto si riduce a 1,16 per i sezionatori e gli isolatori di supporto sul livello di tensione 170 kV. Occorre considerare, tuttavia, che tali componenti non presentano isolamenti interni, per cui un'eventuale scarica avviene sempre in aria; anche nel caso in cui la scarica avvenga lungo la superficie degli isolatori, questi non verrebbero danneggiati dall'arco di potenza essendo realizzati in porcellana. Di conseguenza, si può accettare un maggiore rischio di scarica per i sezionatori e gli isolatori di supporto a interruttore di linea aperto.

⁴⁶ In casi particolari uno dei due terminali di fase della configurazione longitudinale è connesso a terra.

⁴⁷ Indicando con k_m il rapporto tra la tensione nominale di tenuta a impulso atmosferico per l'isolamento longitudinale e la tensione nominale di tenuta a impulso atmosferico per l'isolamento fase-terra, alle apparecchiature di manovra unificate Terna si assegna $k_m = 1$ per gli interruttori e $k_m = 1,15$ per i sezionatori, in quanto per quest'ultimi il fattore dominante è quello della sicurezza del personale.

⁴⁸ La tensione di scarica 50% a impulso atmosferico degli spinterometri in ingresso linea è pari a 480 kV_{cr} per il livello di tensione 132 kV, e 560 kV_{cr} per il livello di tensione 150 kV. Si veda il Capitolo 3, paragrafo 3.1.

I livelli di tenuta a impulso atmosferico riportati in Tabella 5.13 sono definiti rispetto all'onda di tensione normalizzata 1,2/50 μs , mentre le reali sovratensioni a cui sono sottoposti gli isolamenti delle apparecchiature possono presentare una forma d'onda differente da quella normalizzata. Per l'isolamento interno delle apparecchiature non è possibile stimare l'effettiva tensione di tenuta per onde di tensione diverse da quella normalizzata, tuttavia in [28] si evidenzia che la tensione di tenuta agli impulsi di origine atmosferica degli isolanti solidi e in gas SF₆, comunemente utilizzati nei TA e negli interruttori, è sostanzialmente indipendente dalla forma d'onda della tensione; questo non è vero, purtroppo, per gli isolamenti in carta-olio utilizzati nei TV e nel macchinario di trasformazione. Al contrario, per l'isolamento esterno in aria è possibile stimare la tensione di tenuta per un generico impulso di origine atmosferica differente da quello normalizzato, con l'ausilio della formula seguente [19]:

$$U_{W,NS} = U_W \cdot \left(0,977 + \frac{1,96}{\tau} \right) \quad (5.9)$$

Nella (5.9) si è indicato con:

U_W : la tensione di tenuta a impulso atmosferico per onda di tensione normalizzata;

$U_{W,NS}$: la tensione di tenuta a impulso atmosferico per onda di tensione diversa da quella normalizzata;

τ : la durata all'emivalore per onda di tensione diversa da quella normalizzata, in μs .

La (5.9) è valida per durate del fronte dell'onda comprese tra 0,5 e 5 μs ; infatti, il valore della tensione di tenuta agli impulsi di origine atmosferica di forma diversa da quella normalizzata è più sensibile al tempo all'emivalore che alla durata del fronte dell'onda.

In Tabella 5.14 sono riportate le tensioni di tenuta agli impulsi di origine atmosferica dell'isolamento esterno delle apparecchiature unificate Terna per i livelli di tensione 145-170 kV, calcolate con la (5.9) per differenti durate all'emivalore dell'onda di tensione. Si osserva che per durate all'emivalore maggiori di 50 μs la $U_{W,NS}$ risulta inferiore alla tensione di tenuta per onda di tensione normalizzata 1,2/50 μs , di conseguenza si ha una maggiore probabilità di cedimento dell'isolamento esterno in aria; questo aspetto deve essere tenuto in debita considerazione negli stalli linea unificati Terna, in quanto la presenza del TVC in arrivo linea e del TVC all'estremità delle sbarre collettrici contribuisce a ridurre la pendenza del fronte dell'onda e ad aumentarne la durata all'emivalore. Al contrario, per durate all'emivalore inferiori a 50 μs è conservativo considerare direttamente i livelli di tenuta a impulso atmosferico riportati in Tabella 5.13.

Tabella 5.14: Tensioni di tenuta agli impulsi di origine atmosferica dell'isolamento esterno, per differenti durate all'emivalore dell'onda di tensione

Livello di tensione [kV]	$U_{W,NS}$ [kV _{cr}]			
	$\tau = 100 \mu\text{s}$	$\tau = 50 \mu\text{s}$	$\tau = 30 \mu\text{s}$	$\tau = 10 \mu\text{s}$
145	648	650	677	762
170	747	750	782	880

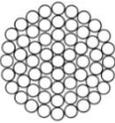
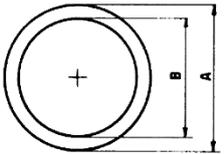
5.6 Collegamenti di stazione

I collegamenti di stazione si suddividono in:

- collegamenti bassi tra le apparecchiature di uno stallo, realizzati con conduttori in corda o tubolari a seconda che siano presenti o meno dislivelli tra i terminali di apparecchiature adiacenti;
- sbarre collettrici, realizzate con conduttori tubolari sostenuti da colonnini in porcellana collocati a intervalli regolari (passo sbarra);
- calate in corda dal palo gatto di stazione nello stallo linea, e dal portale di attraversamento strada nello stallo trasformatore.

La Tabella 5.15 riporta le caratteristiche elettriche e meccaniche delle corde di tipo AAC⁴⁹ e dei tubi in lega di alluminio–magnesio–silicio, impiegati come conduttori nelle stazioni unificate Terna per i livelli di tensione 132-150 kV.

Tabella 5.15: Caratteristiche dei conduttori in corda e in tubo impiegati nelle stazioni unificate Terna per i livelli di tensione 132-150 kV [30, 31]

			
Diametro esterno	mm	36	100
Diametro interno	mm	-	86
Formazione	-	61 x 4,00	-
Sezione teorica [mm ²]	-	766,5	2045,1
Resistenza elettrica in corrente continua a 20°C	Ω/km	0,03770	0,01589

La Figura 5.31 riporta la vista dall'alto delle apparecchiature e dei collegamenti di uno stallo linea per i livelli di tensione 132-150 kV.

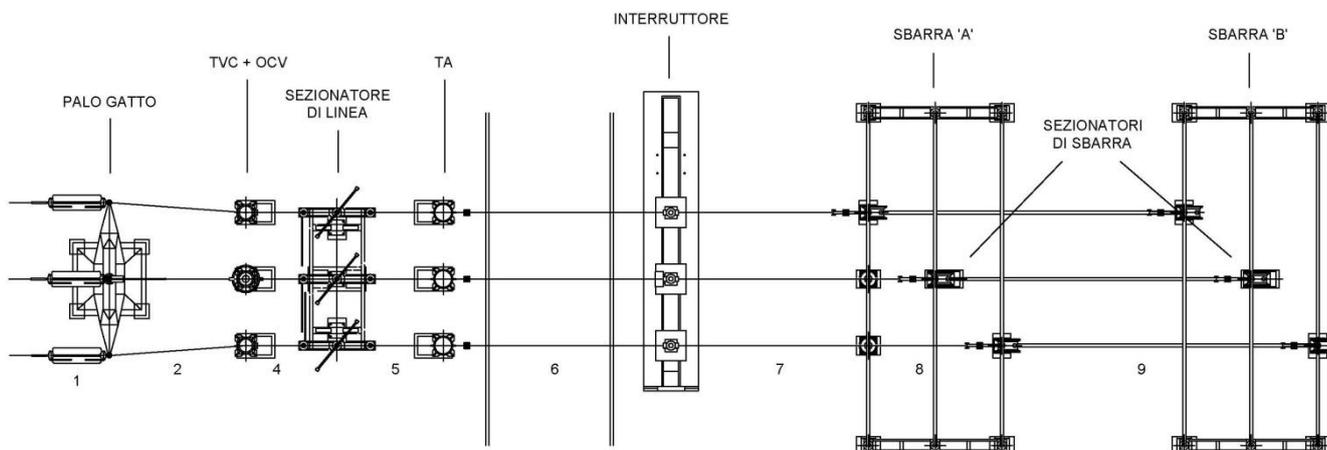


Figura 5.31: Vista dall'alto delle apparecchiature e dei collegamenti di uno stallo linea 132-150 kV.

⁴⁹ All Aluminium Conductor.

Per convenzione, nello stallo linea la sequenza delle fasi è indicata con 8-12-4 da sinistra verso destra, guardando lo stallo linea dal palo gatto di stazione. La lunghezza dei collegamenti in corda tra l'interruttore e i sezionatori di sbarra rende necessario l'utilizzo di colonnini rompi-tratta sulle fasi 12 e 4.

La Figura 5.32 riporta la vista dall'alto delle apparecchiature e dei collegamenti di uno stallo linea per i livelli di tensione 132-150 kV, con scaricatori in arrivo linea in luogo delle corna spinterometriche sull'armamento di amarro al palo gatto.

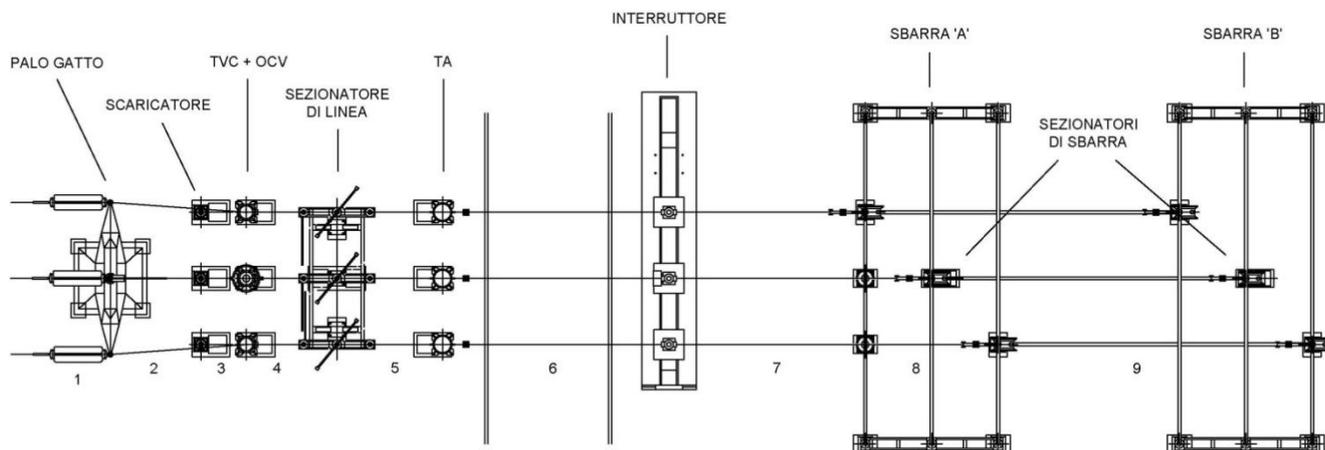


Figura 5.32: Vista dall'alto delle apparecchiature e dei collegamenti di uno stallo linea 132-150 kV con scaricatori in arrivo linea.

La Figura 5.33 riporta la vista dall'alto delle apparecchiature e dei collegamenti di uno stallo trasformatore per i livelli di tensione 132-150 kV.

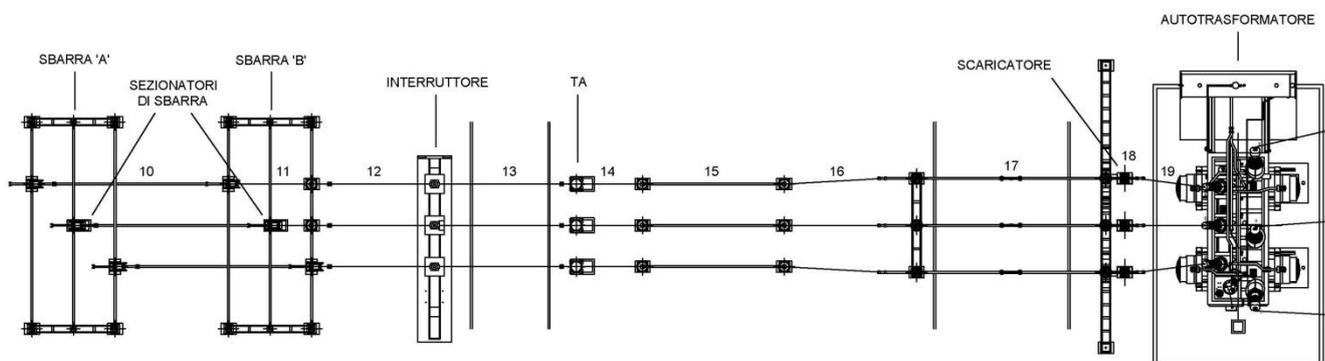


Figura 5.33: Vista dall'alto delle apparecchiature e dei collegamenti di uno stallo trasformatore 132-150 kV.

Per convenzione, la sequenza delle fasi è indicata con 4-12-8 da sinistra verso destra, guardando lo stallo trasformatore dall'autotrasformatore. La lunghezza dei collegamenti in corda tra l'interruttore e i sezionatori di sbarra rende necessario l'utilizzo di colonnini rompi-tratta sulle fasi 12 e 8. Allo stesso modo, la lunghezza dei collegamenti tra i TA e il portale di attraversamento strada rende necessario l'utilizzo di colonnini rompi-tratta su tutte le fasi.

La Figura 5.34 riporta la sezione delle apparecchiature e dei collegamenti delle sbarre collettrici di stazione per i livelli di tensione 132-150 kV.

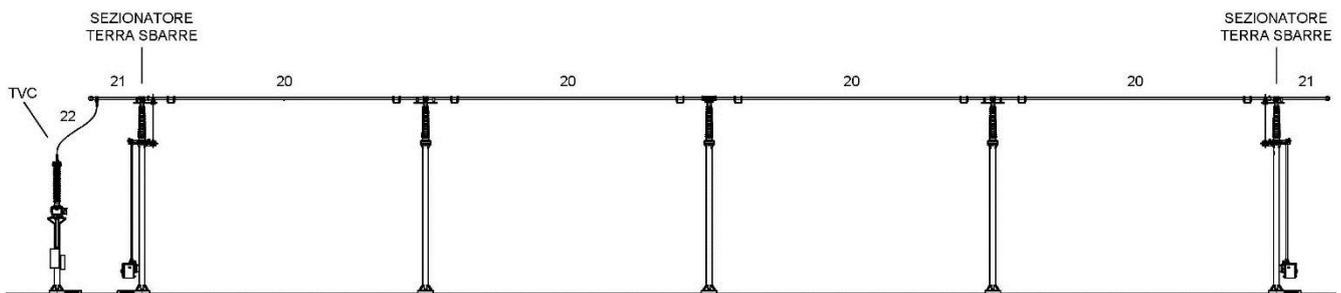


Figura 5.34: Sezione delle apparecchiature e dei collegamenti delle sbarre collettrici 132-150 kV.

Verso la stazione il palo gatto è equipaggiato con catene per sospensione contrappesate sulle fasi laterali, mentre la fase centrale attraversa la finestra del sostegno ed è isolata da questo mediante un colonnino di supporto in porcellana che guida la calata, come illustrato in Figura 5.35-a. La Figura 5.35-b riporta la sezione del portale di attraversamento strada dello stallo trasformatore, mentre la Figura 5.35-c riporta la vista dall'alto di una sezione (passo sbarra) delle sbarre collettrici.

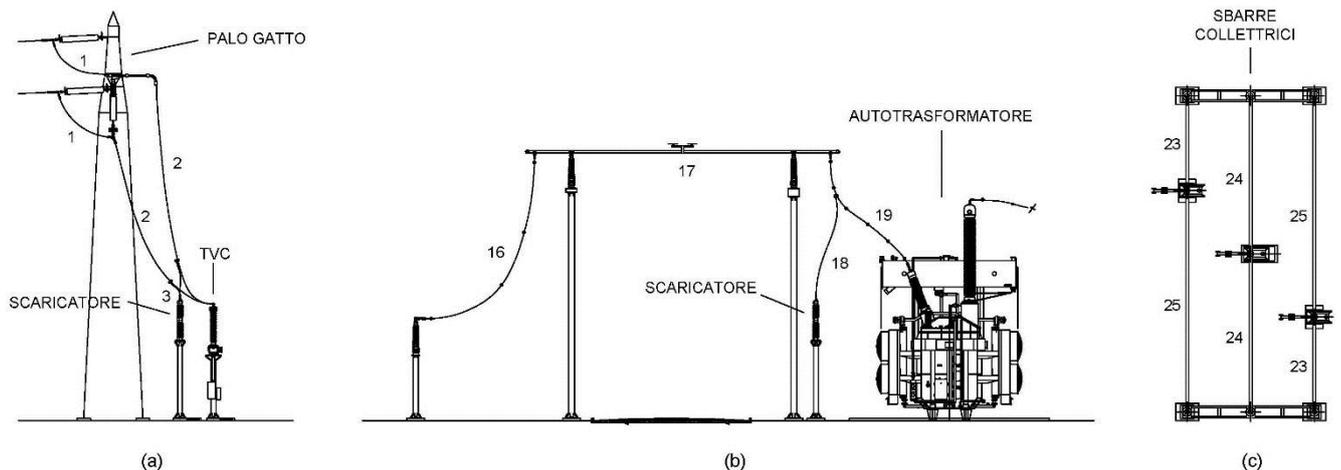


Figura 5.35: (a) Dettaglio delle calate in corda dal palo gatto. (b) Dettaglio del portale di attraversamento strada. (c) Vista dall'alto delle sbarre collettrici.

Data la lunghezza media dei collegamenti di stazione, in generale è possibile trascurare gli accoppiamenti induttivi e capacitivi tra i collegamenti delle fasi adiacenti [19]; si trascura, inoltre, l'effetto corona generalizzato dovuto alla sovratensione di origine atmosferica, che determina un incremento della capacità verso terra dei collegamenti e quindi un'impedenza d'onda leggermente minore di quella che si avrebbe in assenza di corona.

I collegamenti in corda tra le apparecchiature di lunghezza inferiore a 3 m possono essere rappresentati con semplici induttanze di valore pari a $1 \mu\text{H}/\text{m}^{50}$ [25]. La Tabella 5.16 riporta i valori di induttanza dei collegamenti in corda e in tubo di lunghezza inferiore a 3 m degli stalli e delle sbarre collettrici unificate Terna per i livelli di tensione 132-150 kV.

⁵⁰ Tale rappresentazione è valida per lo studio dei transitori veloci in un intervallo di frequenze compreso tra 10 kHz e 1 MHz.

Tabella 5.16: Valori di induttanza dei collegamenti in corda e in tubo di lunghezza inferiore a 3 m

Collegamento	Conduttore	Lunghezza [m]	L [μ H]
1 (fase 12)	AAC Ø36	1,5	1,5
1 (fase 4 e 8)	AAC Ø36	2	2
3 (tutte le fasi)	AAC Ø36	1,6	1,6
4 (tutte le fasi)	AAC Ø36	1,7	1,7
5 (tutte le fasi)	AAC Ø36	1,5	1,5
8 (fase 12)	AAC Ø36	1,8	1,8
11 (fase 12)	2 x AAC Ø36	1,8	1,8
14 (tutte le fasi)	2 x AAC Ø36	2,4	2,4
21 (tutte le fasi)	Tubo 100/86	1,9	1,9
22 (tutte le fasi)	AAC Ø36	2	2

I collegamenti in corda tra le apparecchiature di lunghezza superiore a 3 m possono essere rappresentati in ATP-EMTP mediante il modello di linea di Dommel⁵¹, infatti su tratti di conduttore sufficientemente corti si può ritenere, in prima approssimazione, che le onde di tensione si propagano senza attenuazione né distorsione. Il modello di linea di Dommel richiede la conoscenza dell'impedenza caratteristica e della velocità di propagazione del collegamento; in particolare, per i collegamenti di stazione si assume una velocità di propagazione pari a quella della luce, mentre l'impedenza caratteristica può essere calcolata come:

$$Z_c = 60 \cdot \ln\left(\frac{2h}{r}\right) \quad [\Omega] \quad (5.10)$$

Nella (5.10) si è indicato con:

h : l'altezza del conduttore rispetto al terreno;

r : il raggio del conduttore.

Per i collegamenti in corda si assume un'altezza media da terra pari a:

$$\bar{h} = h_m + \frac{1}{3}(h_u - h_m) \quad (5.11)$$

Nella (5.11) si è indicato con:

h_u : l'altezza del conduttore da terra, in corrispondenza degli attacchi;

h_m : l'altezza del conduttore da terra a metà campata, calcolata assumendo una freccia pari al 10% della campata.

Per campate in corda con leggeri dislivelli, si assume un'altezza del conduttore da terra in corrispondenza degli attacchi h_u , pari al valore medio delle altezze del conduttore alle due estremità della campata.

⁵¹ Si veda il Capitolo 1, paragrafo 1.6.

Nel caso di collegamenti in corda binata come quelli impiegati nello stallo trasformatore, i due sub-conduttori del fascio possono essere sostituiti da un unico conduttore equivalente avente raggio medio geometrico pari a [32, 33]:

$$r_{eq} = \sqrt{r \cdot \Delta} \quad (5.12)$$

Nella (5.12) si è indicato con:

r : il raggio del conduttore;

Δ : la distanza tra i due sub-conduttori della corda binata.

La Tabella 5.17 riporta i valori di impedenza d'onda dei collegamenti in corda e in tubo di lunghezza superiore a 3 m, utilizzati negli stalli e sulle sbarre collettrici unificate Terna per i livelli di tensione 132-150 kV.

Tabella 5.17: Valori di impedenza d'onda dei collegamenti in corda e in tubo di lunghezza superiore a 3 m

Collegamento	Conduttore	r [cm]	h [m]	Lunghezza [m]	Z _c [Ω]
6 (tutte le fasi)	AAC Ø36	1,8	5,2	6,5	381
7 (tutte le fasi)	AAC Ø36	1,8	4,1	5,5	367
8 (fase 4)	AAC Ø36	1,8	4,3	4	370
9 (tutte le fasi)	Tubo 100/86	5	4,6	9	313
10 (tutte le fasi)	Tubo 100/86	5	4,6	9	313
11 (fase 8)	2 x AAC Ø36	6	4,3	4	298
12 (tutte le fasi)	2 x AAC Ø36	6	4,1	5,5	295
13 (tutte le fasi)	2 x AAC Ø36	6	5,2	6,5	309
15 (tutte le fasi)	Tubo 100/86	5	4,6	7,5	313
17 (tutte le fasi)	Tubo 100/86	5	12,1	13,8	371
20 (tutte le fasi)	Tubo 100/86	5	7,5	11	342
23 (fase 4 e 8)	Tubo 100/86	5	7,5	3,3	342
24 (fase 12)	Tubo 100/86	5	7,5	5,5	342
25 (fase 4 e 8)	Tubo 100/86	5	7,5	7,7	342

Le calate in corda di lunghezza superiore a 3 m possono essere implementate in ATP-EMTP mediante il modello di linea di Dommel; in particolare, si assume una velocità di propagazione pari a quella della luce, mentre l'impedenza caratteristica può essere calcolata con la formula di Jordan e Takahashi⁵² [34, 35] nell'ipotesi che la calata sia assimilabile a un conduttore cilindrico verticale posto su un piano di massa perfettamente conduttivo:

$$Z_c = 60 \cdot \ln\left(\frac{4l}{r}\right) - 60 \quad [\Omega] \quad (5.13)$$

⁵² Si veda il Capitolo 4, paragrafo 4.3.4.

Nella (5.13) si è indicato con:

l : la lunghezza della calata, che si assume in prima approssimazione pari al dislivello tra l'attacco superiore e l'attacco inferiore, dal momento che la calata viene rappresentata con un conduttore cilindrico verticale;

r : il raggio del conduttore, che nel caso di collegamenti in corda binata è pari al raggio medio geometrico equivalente r_{eq} , ricavato con la (5.12).

La Tabella 5.18 riporta i valori di impedenza d'onda delle calate in corda degli stalli unificati Terna per i livelli di tensione 132-150 kV.

Tabella 5.18: Valori di impedenza d'onda delle calate in corda di lunghezza superiore a 3 m

Collegamento	Conduttore	r [cm]	Lunghezza [m]	Zc [Ω]
2 (fase 12)	AAC Ø36	1,8	10,4	405
2 (fase 4 e 8)	AAC Ø36	1,8	7,6	386
16 (tutte le fasi)	2 x AAC Ø36	6	7,4	312
18 (tutte le fasi)	AAC Ø36	1,8	4,6	356
19 (tutte le fasi)	2 x AAC Ø36	6	5,1	290

Qualora sia necessario rappresentare passi sbarra liberi⁵³, data la loro lunghezza non è possibile trascurare gli accoppiamenti induttivi e capacitivi tra i conduttori di fasi adiacenti; in questo caso, ciascun passo sbarra libero può essere rappresentato in ATP-EMTP con il modello di K.C. Lee, calcolato alla frequenza di 10 kHz⁵⁴. La Tabella 5.19 riporta i dati nel formato richiesto dalla routine LINE CONSTANTS, per il calcolo dei parametri dei passi sbarra delle stazioni 132-150 kV.

Tabella 5.19: Routine LINE CONSTANTS, passo sbarra stazioni 132-150 kV

Conduttore	Length [km]	R _{in} [cm]	R _{out} [cm]	RESIS [Ω/km]	H _{horiz} [m]	V _{Tower} [m]	V _{Mid} [m]
Fase 4	0,011	4,3	5	0,01589	2,2	7,5	7,5
Fase 12	0,011	4,3	5	0,01589	0	7,5	7,5
Fase 8	0,011	4,3	5	0,01589	-2,2	7,5	7,5

Gli isolatori in porcellana utilizzati come isolatori rompi-tratta per i collegamenti in corda e come colonnini porta sbarre, possono essere rappresentati con la loro capacità parassita verso terra⁵⁵, circa pari a 15 pF.

⁵³ Ad esempio, passi sbarra relativi a stalli linea o trasformatore con i sezionatori di sbarra aperti, oppure passi sbarra relativi a stallo parallelo sbarre con interruttore aperto, oppure passi sbarra disponibili.

⁵⁴ Si veda il Capitolo 1, paragrafo 1.14.

⁵⁵ Si veda il paragrafo 5.4.2.

5.7 Bibliografia

- [1] Terna, Progetto unificato stazioni, Sezione 132-150 kV, Schemi unifilari S.E. aria, DI DS3000 UST 00001.
- [2] Terna, Progetto unificato stazioni, Sezione 132-150 kV, Disposizione complessiva di un sistema sbarre, DI DS3000 UST 00003.
- [3] Terna, Progetto unificato stazioni, Sezione 132-150 kV, Stallo ATR 380/132-150 kV collegamento in tubo, DI DS3000 UST 00009.
- [4] Terna, Progetto unificato stazioni, Sezione 132-150 kV, Stallo linea diritta, DI DS3000 UST 00005.
- [5] Terna, Progetto unificato stazioni, Sezione 132-150 kV, Stallo linea diritta con scaricatori, DI DS3000 UST 00023.
- [6] E.C. Sakshaug, Influence of rate-of-rise on distribution arrester protective characteristics, *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, Volume: PAS-98, Issue: 2, 519-526, March 1979.
- [7] S. Tominaga, K. Azumi, Y. Shibuya, M. Imataki, Y. Fujiwara, and S. Nishida, Protective performance of metal oxide surge arrester based on the dynamic V-I characteristics, *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, Volume: PAS-98, Issue: 6, 1860-1871, November 1979.
- [8] W. Schmidt, J. Meppelink, B. Richter, K. Feser, L.E. Kehl, and D. Qui, Behaviour of MO-surge-arrester blocks to fast transients, *IEEE Transactions on Power Delivery*, Volume: 4, Issue: 1, 292-300, January 1989.
- [9] A.R. Hileman, J. Roguin, and K.H. Weck, Metal oxide surge arresters in AC systems. Part V: Protection performance of metal oxide surge arresters, *Electra*, 133, 132-144, December 1990.
- [10] W.D. Durbak, Zinc-oxide arrester model for fast surges, *EMTP Newsletter*, Vol. 5, No. 1, January 1985.
- [11] IEEE Working Group on Surge Arrester Modeling, Modeling of metal oxide surge arresters, *IEEE Transactions on Power Delivery*, Volume: 7, Issue: 1, 301-309, January 1992.
- [12] Terna, Scaricatori ad ossido metallico privi di spinterometri per stazioni elettriche AT, Specifica Tecnica INS AZ S 01.
- [13] P. Pinceti, and M. Giannettoni, A simplified model for zinc oxide surge arresters, *IEEE Transactions on Power Delivery*, Volume: 14, Issue: 2, 393-398, April 1999.
- [14] CEI EN 60099-4, Surge arresters – Part 4: Metal-oxide surge arresters without gaps for a.c. systems.
- [15] IEC TR 60071-4, Insulation co-ordination – Part 4: Computational guide to insulation co-ordination and modelling of electrical networks, 2004.
- [16] CEI EN IEC 60099-5, Surge arresters – Part 5: Selection and application recommendations, 2018.
- [17] CIGRE Working Group 33.02, Guidelines for representation of network elements when calculating transients, Technical Brochure No. 39, 1990.
- [18] Terna, Trasformatori di tensione capacitivi, Specifica Tecnica INS AV S 01.
- [19] A.R. Hileman, Insulation coordination for power systems, Taylor & Francis Inc, 1999.

- [20] C. Gary, A. Timotin, and D. Cristescu, Prediction of surge propagation influenced by corona and skin effect, *IEE Proceedings A (Physical Science, Measurement and Instrumentation, Management and Education, Reviews)*, Volume 130, Issue 5, 264-272, July 1983.
- [21] Terna, Bobine di sbarramento e dispositivi di accordo per impianti ad onde convogliate, Specifica Tecnica P P 00061 B ST 0002.
- [22] Terna, Trasformatori di corrente ad alta tensione ad affidabilità incrementata, Specifica Tecnica INS AA S 01.
- [23] IEC TR 62271-306, High-voltage switchgear and controlgear - Part 306: Guide to IEC 62271-100, IEC 62271-1 and other IEC standards related to alternating current circuit breakers.
- [24] Terna, Interruttori ad alta tensione per tensioni nominali uguali o superiori a 72,5 kV, Specifica Tecnica INGINT0001.
- [25] Fast Front Transients Task Force of the IEEE Modeling and Analysis of System Transients Working Group, Modeling guidelines for fast front transients, *IEEE Transactions on Power Delivery*, Volume: 11, Issue: 1, 493-506, January 1996.
- [26] Terna, Sezionatori e sezionatori di terra per tensioni nominali uguali o superiori a 72,5 kV, Specifica Tecnica INSASS01.
- [27] Terna, Isolatori portanti e di manovra, Specifica Tecnica INS CI S 01.
- [28] ENEL Direzione Studi e Ricerche, Corso di aggiornamento sulla tecnica delle alte tensioni, Fascicolo VI: Il coordinamento degli isolamenti negli impianti A.T., Bressanone, 7-12 settembre 1970.
- [29] CEI EN 60071-2, Insulation co-ordination - Part 2: Application guide, 2018.
- [30] Terna, Conduttore a corda di alluminio crudo \varnothing 36 mm, Specifica di componente LC 5.
- [31] Terna, Conduttori rigidi di lega di alluminio per connessioni, Specifica di componente LC 1050.
- [32] H.W. Dommel, Electro-Magnetic Transient Program (EMTP) Theory Book, Bonneville Power Administration, 1986.
- [33] M. Darveniza, M. A. Sargent, G. J. Limbourn, Liew Ah Choy, R. O. Caldwell, J. R. Currie, B. C. Holcombe, R. H. Stillman, and R. Frowd, Modelling for lightning performance calculations, *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, Volume: PAS-98, Issue: 6, 1900-1908, November 1979.
- [34] C.A. Jordan, Lightning computations for transmission lines with overhead ground wires, *Gen. Electr. Rev.*, Volume: 37, 180-186, 1934.
- [35] H. Takahashi, Confirmation of the error of Jordan's formula on tower surge impedance, *Trans. Inst. Elect. Eng. Jpn.*, Volume: 114-B, 112-113, 1994 (in Japanese).

6. Autotrasformatori 400/135-155 kV

Nel presente capitolo vengono analizzate le caratteristiche costruttive dei trasformatori e autotrasformatori di alta tensione, e vengono ricavati i modelli in alta frequenza degli autotrasformatori 400/135-155 kV, nel seguito ATR. I modelli analizzati consentono la corretta rappresentazione degli ATR nell'intervallo di frequenze di interesse per lo studio delle sovratensioni di origine atmosferica¹. I modelli sono stati validati con i dati contenuti nei rapporti di collaudo delle macchine, ove disponibili; nei restanti casi, sono stati utilizzati dati di letteratura selezionati sulla base delle caratteristiche costruttive e tecnologiche degli ATR unificati Terna.

6.1 Caratteristiche costruttive dei trasformatori di alta tensione

Per ricavare il modello in alta frequenza di un trasformatore di alta tensione occorre tenere conto delle sue caratteristiche costruttive, che lo differenziano dai normali trasformatori di distribuzione in bassa e media tensione [1, 2].

La parte attiva di un trasformatore di alta tensione comprende il nucleo e gli avvolgimenti. Il nucleo è costituito da un circuito magnetico realizzato con lamiere di materiale ferromagnetico pressate mediante un sistema di armature realizzate in profilato di acciaio. Come illustrato in Figura 6.1, la parte di nucleo interna all'avvolgimento è chiamata "colonna", mentre le rimanenti parti che servono a chiudere il circuito magnetico sono definite "giogo". I trasformatori trifase sono solitamente realizzati con nuclei a tre colonne che confluiscono in un unico giogo della stessa sezione delle colonne². Il nucleo è collegato a terra in un unico punto, di norma nella parte alta, mentre tutta la parte inferiore del nucleo viene isolata dalla cassa tramite opportuni appoggi isolanti.

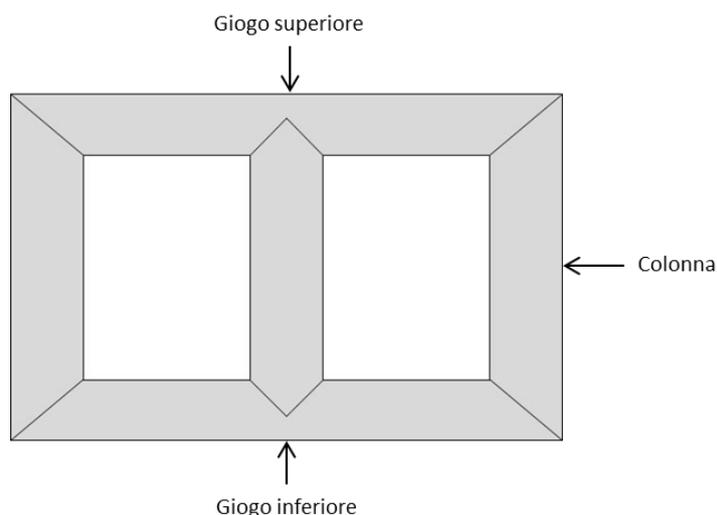


Figura 6.1: Nucleo a tre colonne di un trasformatore trifase.

¹ Tipicamente 20 kHz ÷ 1 MHz.

² Il nucleo può essere realizzato anche a cinque colonne. La scelta del tipo costruttivo a tre o cinque colonne è dettata essenzialmente da vincoli di trasporto, ovvero la soluzione a cinque colonne è impiegata per ridurre l'altezza del nucleo avvolto potendo contare sul fatto che l'altezza del giogo è inferiore a quella della colonna. Tuttavia, la soluzione a cinque colonne è più costosa di quella a tre colonne.

L'avvolgimento è l'insieme delle spire che formano un circuito elettrico associato ad una delle tensioni previste per il trasformatore. Nei trasformatori di grande potenza il conduttore elementare è costituito da piattine in rame; quando i livelli di corrente richiedono grosse sezioni del conduttore, si utilizzano più piattine collegate in parallelo tra loro³, come mostrato in Figura 6.2.

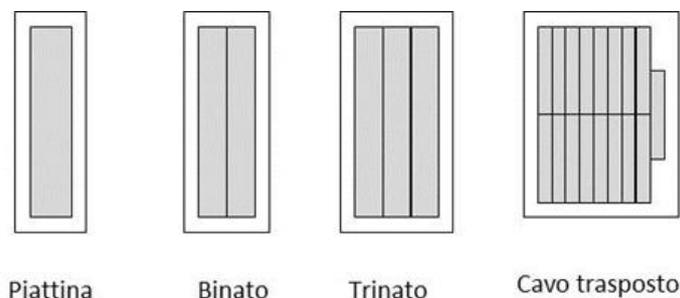


Figura 6.2: Conduttori in piattina impiegati negli avvolgimenti di alta tensione.

Il livello di tensione definisce il numero di spire dell'avvolgimento e il relativo flusso concatenato con la sezione del nucleo, mentre la corrente definisce la sezione dei conduttori e quindi la sezione trasversale dell'avvolgimento; l'altezza e il diametro degli avvolgimenti sono funzionali alla definizione della reattanza di cortocircuito della macchina.

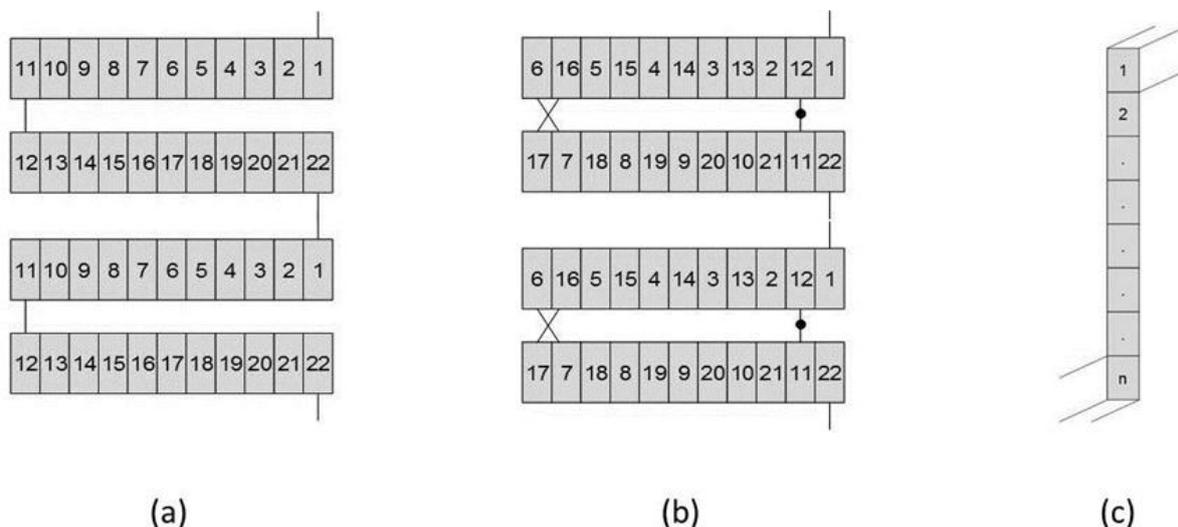


Figura 6.3: Avvolgimenti di alta tensione. (a) A disco continuo. (b) A disco interavvolto. (c) A barile.

Gli avvolgimenti sono avvolti su robusti cilindri in cartogeno e presentano strutture differenti a seconda del livello di tensione. Gli avvolgimenti di alta tensione, dato il numero elevato di spire, sono avvolti con la tecnica a dischi, ovvero con spire avvolte radialmente una sopra l'altra partendo dal tamburo in cartogeno. Tra ciascun disco si prevede un canale d'olio di spessore compreso tra 4 e 12 mm, necessario per un corretto smaltimento del calore; lo spessore del canale è garantito da distanziatori in cartogeno. I dischi sono avvolti a coppie e la connessione in serie tra i

³ Negli ATR unificati Terna si utilizzano solitamente conduttori in piattina per la sezione serie e conduttori in cavo trasposto per la sezione comune e per l'avvolgimento di regolazione; i conduttori in cavo trasposto vengono utilizzati quando sono necessarie grosse sezioni, in quanto consentono di pareggiare le tensioni indotte.

dischi di una stessa coppia è realizzata internamente, dal lato del tamburo, mentre la connessione in serie tra ciascuna coppia di dischi è realizzata esternamente, come mostrato in Figura 6.3-a. Le connessioni serie sono realizzate evitando le giunzioni; si parla per questo motivo di avvolgimento a disco continuo⁴. In alcuni casi si utilizzano avvolgimenti a disco interavvolto (interleaved), collegati con una tecnica particolare brevettata dalla English Electric Company che consente di rendere più uniforme la distribuzione iniziale della tensione lungo l'avvolgimento in presenza di sovratensioni di manovra o di origine atmosferica⁵; un esempio di avvolgimento a disco interavvolto è mostrato in Figura 6.3-b. Gli avvolgimenti a tensione più bassa sono posizionati vicino al nucleo e sono normalmente avvolti in semplice elica ad unico strato⁶, come mostrato in Figura 6.3-c; si parla in questo caso di avvolgimenti "a barile", cioè con i conduttori disposti affiancati senza interposizione di canali per la circolazione dell'olio.

Per l'isolamento delle parti attive all'interno del trasformatore si utilizza olio minerale, per via della sua elevata capacità termica e dielettrica; tuttavia, la capacità dielettrica dell'olio varia notevolmente in funzione della distanza e/o in presenza di campi elettrici non uniformi. Si rende necessario, pertanto, frazionare la distanza dielettrica attraverso l'interposizione di barriere in cartogeno, che dividono lo spazio d'olio in condotti di spessore compreso tra 3 e 15 mm. L'isolamento tra parti attive può essere considerato, quindi, come una serie di condensatori con elementi in olio e cartogeno; dato che la costante dielettrica dell'olio⁷ è inferiore a quella del cartogeno impregnato⁸, il campo elettrico nell'olio è superiore a quello nell'isolamento solido. Le barriere in cartogeno vengono interposte sia tra gli avvolgimenti di una stessa fase, sia tra gli avvolgimenti esterni di fasi adiacenti, come illustrato in Figura 6.4.

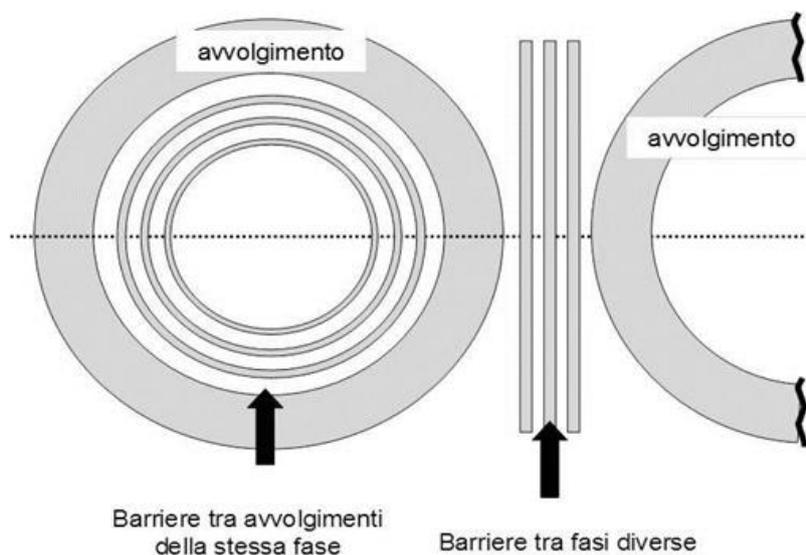


Figura 6.4: Isolamento degli avvolgimenti in un trasformatore di alta tensione.

⁴ È il caso, ad esempio, della sezione comune degli avvolgimenti di alta tensione degli ATR unificati Terna.

⁵ È il caso, ad esempio, della sezione serie degli avvolgimenti di alta tensione degli ATR unificati Terna, che è maggiormente esposta alle sovratensioni di manovra e di origine atmosferica.

⁶ È il caso, ad esempio, dell'avvolgimento di regolazione degli ATR unificati Terna.

⁷ $\epsilon_r = 2,2$ [1].

⁸ $\epsilon_r = 4,4$ [1].

Come mostrato in Figura 6.5, all'estremità superiore degli avvolgimenti sono disposti anelli equipotenziali che svolgono una duplice funzione: da una parte consentono il controllo del campo elettrico, dall'altra modificano le capacità serie tra le sezioni dell'avvolgimento, avvicinando i potenziali delle prime spire in presenza di sovratensioni a fronte ripido⁹.

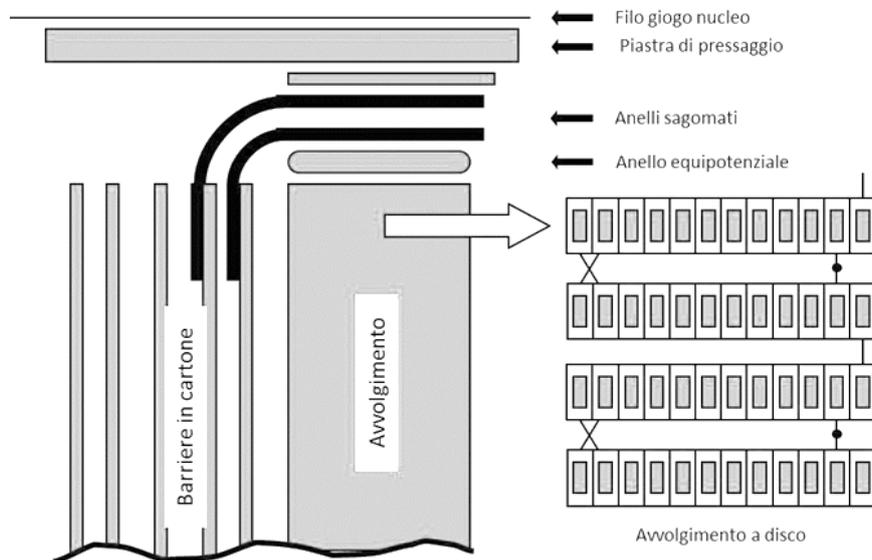


Figura 6.5: Anelli equipotenziali alle estremità degli avvolgimenti in un trasformatore di alta tensione.

Nei nodi di interconnessione della rete di alta tensione si utilizzano ATR in luogo dei trasformatori convenzionali. Gli ATR hanno una struttura magnetica identica a quella dei trasformatori convenzionali, ma differiscono nella parte elettrica; infatti, oltre all'accoppiamento elettromagnetico tra avvolgimenti primario e secondario esiste anche un accoppiamento galvanico, ovvero il secondario costituisce una porzione dello stesso complesso di spire che forma l'avvolgimento primario, come mostrato in Figura 6.6. Con una tale disposizione degli avvolgimenti, nel funzionamento sotto carico una parte dell'avvolgimento è percorsa dalla differenza tra la corrente primaria e quella secondaria, con un considerevole risparmio di rame. La porzione di avvolgimento collegata al terminale di alta tensione è chiamata "sezione serie", mentre la porzione di avvolgimento collegata al terminale di neutro è chiamata "sezione comune"; il terminale a tensione più bassa è ricavato nel punto di connessione tra la sezione serie e la sezione comune.

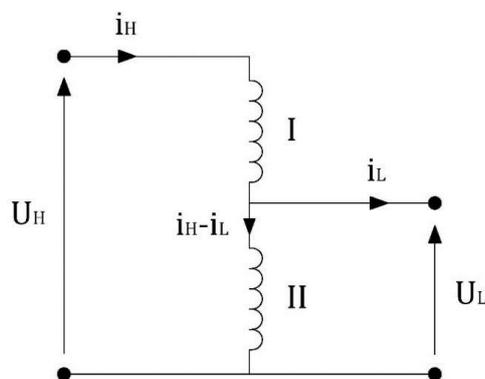


Figura 6.6: Schema equivalente di un autotrasformatore.

⁹ Si veda il paragrafo 6.4.

L'avvolgimento di regolazione è disposto a ridosso del nucleo ed è realizzato ad elica ad uno o due strati; la sezione comune viene realizzata a disco continuo ed è collocata tra la sezione serie e l'avvolgimento di regolazione, mentre la sezione serie è più esterna e negli ATR unificati Terna viene realizzata a disco interavvolto o a disco misto¹⁰. Nei moderni ATR che non dispongono di avvolgimento terziario¹¹ si prevede un ulteriore cilindro di schermo elettrostatico tra la colonna e l'avvolgimento di regolazione, per rendere più regolare il campo elettrico attorno alla colonna. La sezione serie, a sua volta, è suddivisa in due metà in parallelo con uscita in mezzeria in modo da ridurre l'isolamento di testata, come mostrato in Figura 6.7.

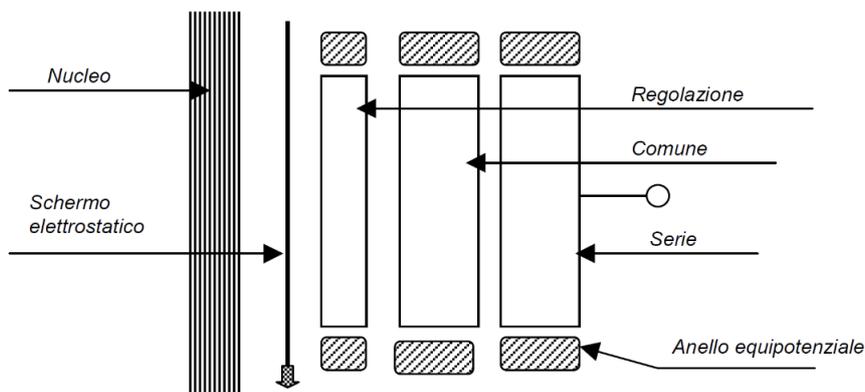


Figura 6.7: Disposizione degli avvolgimenti rispetto alla colonna, in un ATR unificato Terna.

Il concatenamento delle fasi è a stella con neutro accessibile dall'esterno e collegato direttamente a terra (gruppo vettoriale $Yy0$), come mostrato in Figura 6.8.

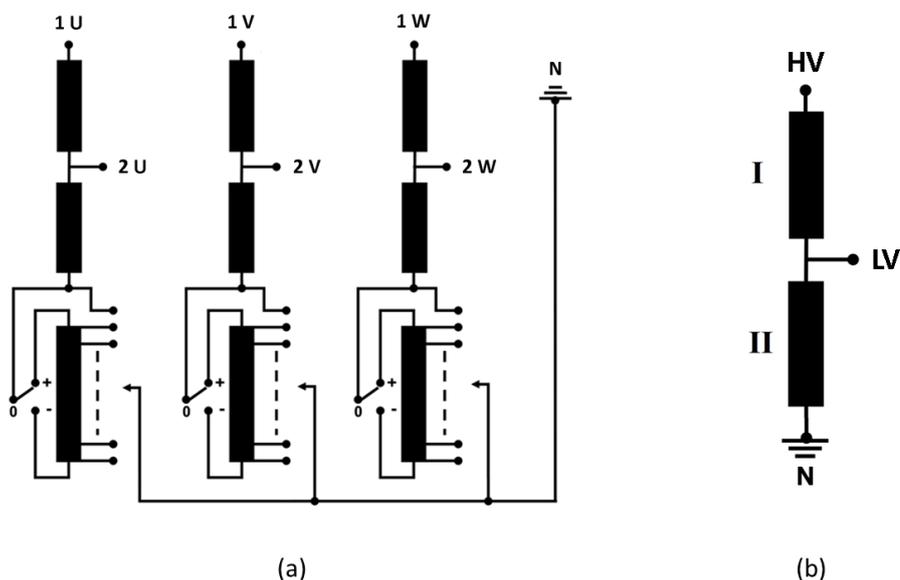


Figura 6.8: ATR unificato Terna. (a) Circuito equivalente, completo di avvolgimento di regolazione. (b) Sezione serie [I] e sezione comune [II] di un avvolgimento.

¹⁰ Nell'avvolgimento a disco misto una parte dell'avvolgimento è realizzata a disco interavvolto e la restante parte è realizzata a disco continuo; questa soluzione garantisce una distribuzione uniforme delle sovratensioni a fronte ripido lungo l'avvolgimento.

¹¹ L'avvolgimento terziario concatenato a triangolo veniva utilizzato in passato per facilitare l'esecuzione delle prove dielettriche sulla macchina, e il triangolo veniva reso accessibile dall'esterno; negli attuali ATR unificati Terna l'avvolgimento terziario è stato abbandonato in quanto indeboliva la macchina per le sollecitazioni meccaniche conseguenti a corto circuito.

Nelle stazioni di trasformazione Terna in cui è presente una sezione a 132-150 kV [3] vengono attualmente impiegati ATR aventi le caratteristiche riportate in Tabella 6.1.

Tabella 6.1: Caratteristiche degli ATR installati nelle stazioni di trasformazione Terna [4]

Potenza nominale, P_n [MVA]	U_H [kV]	U_L [kV]	Potenza di dimensionamento, P_d [MVA]
400	400	155	245
400	230	135	165
250	400	155	153
250	400	135	166
250	230	155	82
250	230	135	103

In Tabella 6.1 si fa distinzione tra potenza nominale P_n e potenza di dimensionamento P_d dell'ATR, che sono legate tra loro dalla seguente relazione:

$$P_d = K_a \cdot P_n \quad (6.1)$$

Nella (6.1) si è indicato con K_a il co-rapporto dell'ATR, definito come:

$$K_a = \frac{U_H - U_L}{U_H} \quad (6.2)$$

Mentre in un trasformatore convenzionale la potenza nominale coincide con quella di dimensionamento, in un ATR la potenza di dimensionamento è sempre inferiore a quella nominale; la differenza tra la potenza nominale e la potenza di dimensionamento è definita come potenza di transito, la quale non impatta sul dimensionamento della macchina e rappresenta concettualmente la potenza che va sottratta a quella nominale per il fatto che una parte dell'avvolgimento primario è in comune con quello secondario. Più il rapporto di trasformazione si avvicina all'unità, maggiore è la differenza tra potenza nominale e potenza di dimensionamento; si dimostra, quindi, che l'ATR è vantaggioso quando il rapporto di trasformazione è basso, come nei nodi di interconnessione della rete di alta tensione. Il vantaggio dell'ATR diminuisce all'aumentare del rapporto di trasformazione e quando esso supera il valore di 4 il suo impiego diventa antieconomico, anche in considerazione del fatto che l'isolamento verso massa deve essere proporzionato per il valore di tensione più alto in tutta la macchina. Inoltre, per via dei ridotti flussi dispersi, l'ATR presenta tendenzialmente un'impedenza di cortocircuito bassa; di conseguenza, l'ATR parte con un dimensionamento ridotto ma deve avere un progetto degli avvolgimenti tale da aumentare il flusso disperso della macchina. Un ulteriore svantaggio dell'ATR rispetto a un trasformatore convenzionale è legato all'assenza di isolamento tra circuito primario e secondario, che determina un trasferimento più diretto delle sovratensioni.

Come mostrato in Figura 6.8, gli ATR da 400 MVA e 250 MVA con tensione secondaria 135 kV o 155 kV sono muniti di un avvolgimento di regolazione che consente la variazione lineare del ± 10 % della tensione nominale secondaria; la potenza nominale è costante su tutti i rapporti di tensione. Le prese dell'avvolgimento di regolazione sono collegate a un dispositivo di commutazione noto come Commutatore Sotto Carico, nel seguito CSC. Sebbene l'avvolgimento di

regolazione possa essere collegato sia al neutro che al terminale di alta tensione¹², negli ATR unificati Terna l'avvolgimento di regolazione è previsto sempre sul neutro, con il vantaggio che il livello di isolamento verso massa sia dell'avvolgimento che del CSC ad esso collegato risulta più contenuto; inoltre, la regolazione si trova sulla sezione comune dell'avvolgimento, che è percorsa dalla differenza tra la corrente primaria e quella secondaria, a beneficio dei contatti del CSC. Per contro, la regolazione sul neutro comporta un funzionamento della macchina a flusso variabile, per cui le perdite a vuoto e la corrente a vuoto assumono valori differenti a seconda del numero di spire inserite o disinserite. È normalmente prevista una regolazione del tipo per inversione, nella quale la variazione del numero di spire è affidata a un selettore che spostandosi inserisce o disinserisce i gradini di regolazione; l'avvolgimento di regolazione può essere inserito in fase o in opposizione all'avvolgimento base. Nel seguito si ipotizza che l'avvolgimento di regolazione sia completamente escluso, ovvero che il CSC sia collegato al morsetto N della sezione comune a cui sono riferite le grandezze nominali della macchina.

In caso di cedimento dell'isolamento interno di un ATR, il costo per la sua riparazione e il periodo di indisponibilità del montante di trasformazione giustificano l'installazione di MOSA¹³ collegati rigidamente alla macchina, aventi tensioni residue a impulso di manovra e a impulso atmosferico coordinate con i corrispondenti livelli di tenuta dell'ATR. L'isolamento interno degli ATR risulta pertanto protetto in modo assoluto dai MOSA nei riguardi dei diversi tipi di sovratensioni transitorie che possono presentarsi in impianto. Allo scopo, nel dimensionamento dell'isolamento interno dell'ATR viene adottato un adeguato margine di sicurezza tra i livelli di tenuta a impulso di manovra e atmosferico, e i corrispondenti livelli di protezione dei MOSA; in particolare, nel progetto unificato Terna viene adottato un margine di sicurezza minimo del 30%, che tiene conto della distanza di separazione tra ATR e MOSA in caso di onde a fronte ripido. La Tabella 6.2 riporta la tensione di tenuta agli impulsi di origine atmosferica LIWV¹⁴ degli ATR unificati Terna, e le corrispondenti tensioni residue a impulso atmosferico U_{pl} dei MOSA a protezione delle macchine.

Tabella 6.2: Tensioni di tenuta a impulso atmosferico degli ATR unificati Terna [4] e corrispondenti tensioni residue a impulso atmosferico dei MOSA a protezione delle macchine [5]

Livello di tensione [kV]	LIWV [kV _{cr}]	U_{pl} [kV _{cr}]
145	550	290
170	650	340
420	1300	870

¹² Regolazione in linea.

¹³ Metal Oxide Surge Arrester.

¹⁴ Lightning Impulse Withstand Voltage.

6.2 Isolatori passanti a condensatore

Le strutture di collegamento che consentono il passaggio dei conduttori attraverso la cassa dell'ATR sono note come "isolatori passanti" [6]. L'isolatore passante è equivalente a una capacità la cui armatura interna è costituita dal conduttore porta corrente, mentre l'armatura esterna è costituita dalla flangia di fissaggio alla cassa, come mostrato in Figura 6.9-a. Al fine di ottenere una migliore distribuzione del campo elettrico sia in senso radiale che longitudinale, l'isolamento principale viene realizzato a strati, con l'interposizione tra uno strato e il successivo di guaine metalliche di lunghezza decrescente a partire dall'armatura interna verso quella esterna, come mostrato in Figura 6.9-b; si realizzano in questo modo tanti condensatori in serie di capacità costante, ai capi dei quali si ripartisce in modo uniforme la tensione applicata tra il conduttore porta corrente e la flangia. Si parla in questo caso di "passante a condensatore".

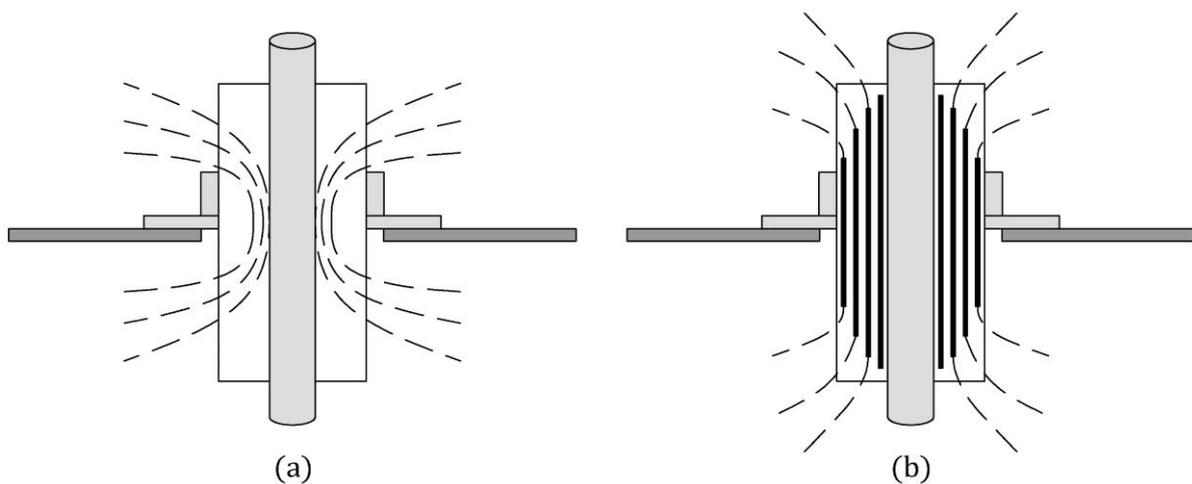


Figura 6.9: Effetto delle guaine metalliche sulle linee equipotenziali del campo elettrico.
(a) Passante convenzionale. (b) Passante a condensatore.

La tipologia più diffusa di passante a condensatore è quella in carta impregnata con olio (detta anche OIP, Oil-Impregnated Paper), tuttavia iniziano a diffondersi anche passanti a condensatore in carta impregnata con resina termoindurente (detti anche RIP, Resin-Impregnated Paper) e passanti a condensatore in materiale sintetico impregnato in resina epossidica (detti anche RIS, Resin-Impregnated Syntetic). La Tabella 6.3 riporta valori tipici di capacità verso terra per passanti a condensatore di tipo OIP unificati Terna.

Tabella 6.3: Valori di capacità per passanti a condensatore di tipo OIP

Impiego su ATR	Capacità [pF]	
	Terminali 400 kV	C_{BH}
Terminali 132-150 kV	C_{BL}	160
Terminale di neutro	C_{BN}	200

6.3 Modello a frequenza industriale degli ATR 400/135-155 kV

È complesso ricavare un modello che consenta di rappresentare il comportamento di un trasformatore di potenza in un ampio intervallo di frequenze; infatti, mentre alle basse frequenze è fondamentale rappresentare correttamente i fenomeni di saturazione e isteresi del nucleo ferromagnetico, alle alte frequenze il campo elettromagnetico non può penetrare nel nucleo a causa delle correnti parassite, per cui il comportamento della macchina è dominato dai parametri parassiti degli avvolgimenti. Di conseguenza, devono essere impiegati modelli differenti del trasformatore a seconda dei transitori da simulare.

Fino a frequenze di alcuni kHz, i trasformatori di alta tensione possono essere rappresentati con circuiti a parametri concentrati, ovvero si ipotizza che il valore della corrente e la distribuzione della tensione siano uniformi in ciascun avvolgimento. Per ricavare il modello di un trasformatore monofase nel funzionamento a regime permanente, anziché rappresentare la macchina con il classico circuito equivalente a T¹⁵ con le impedenze di cortocircuito nei rami serie e l'impedenza di magnetizzazione nel ramo in derivazione, nel 1982 Dommel [7, 8] propose una rappresentazione più generale del trasformatore tramite una matrice delle impedenze $[Z]$ che esprime una relazione lineare tra le tensioni e le correnti primarie e secondarie, ovvero:

$$[\hat{V}] = [Z][\hat{I}] \quad (6.3)$$

La (6.3) consente di modellare trasformatori con un numero qualsiasi di avvolgimenti avvolti sullo stesso nucleo ferromagnetico; gli elementi sulla diagonale principale della matrice $[Z]$ rappresentano le impedenze proprie degli avvolgimenti, mentre gli elementi al di fuori della diagonale principale rappresentano le impedenze mutue tra gli avvolgimenti primari e secondari. La matrice $[Z]$ rappresenta solo gli accoppiamenti tra gli avvolgimenti, mentre le connessioni elettriche tra i terminali degli avvolgimenti sono definite attraverso l'assegnazione dei nomi ai nodi.

Gli elementi della matrice $[Z]$ possono essere ricavati attraverso le prove a vuoto sul trasformatore, alimentando un avvolgimento per volta e lasciando aperti tutti gli altri, ovvero:

$$Z_{ii} = \frac{\hat{V}_i}{\hat{I}_i} \quad Z_{ik} = \frac{\hat{V}_i}{\hat{I}_k} \quad (6.4)$$

Nella matrice $[Z]$ non compaiono direttamente le impedenze di cortocircuito Z_{ik}^{cc} , ricavate alimentando il generico avvolgimento i -esimo e chiudendo in cortocircuito il generico avvolgimento k -esimo. Tali impedenze rivestono particolare importanza in quanto legate ai flussi dispersi nella macchina e, qualora necessario, possono essere ricavate in modo indiretto a partire dagli elementi della matrice $[Z]$, ovvero:

$$Z_{ik}^{cc} = Z_{ii} - \frac{Z_{ik} \cdot Z_{ki}}{Z_{kk}} \quad (6.5)$$

Per passare in modo semplice dal modello del trasformatore monofase a quello del trasformatore trifase, si osserva che a ciascun avvolgimento di un trasformatore monofase corrispondono tre avvolgimenti distinti, uno per ciascuna colonna del trasformatore trifase. Pertanto, il modello di

¹⁵ Oppure a stella (Y) nel caso di trasformatori con più di due avvolgimenti.

Dommel può essere esteso al trasformatore trifase sostituendo a ciascuna quantità scalare della matrice $[Z]$, una sottomatrice di ordine 3 del tipo:

$$\begin{bmatrix} Z_s & Z_m & Z_m \\ Z_m & Z_s & Z_m \\ Z_m & Z_m & Z_s \end{bmatrix} \quad (6.6)$$

Nella (6.6) si è indicato con:

Z_s : l'impedenza propria di un avvolgimento di fase;

Z_m : l'impedenza mutua tra avvolgimenti di fase su colonne differenti.

Nella (6.6) si è ipotizzato che i tre avvolgimenti di fase siano perfettamente identici, così come i loro circuiti magnetici; in realtà, nel nucleo a tre colonne in Figura 6.1 i circuiti magnetici delle fasi laterali sono differenti da quello della fase centrale; tuttavia, l'asimmetria tra le colonne del nucleo è trascurabile e le impedenze mutue possono essere considerate tutte uguali tra loro. Questo consente una notevole semplificazione del modello del trasformatore trifase, in quanto nelle sottomatrici di ordine 3 sono presenti solo due elementi distinti, Z_s e Z_m .

La parte immaginaria degli elementi delle sottomatrici di ordine 3 disposte sulla diagonale principale della matrice $[Z]$ può essere ottenuta dalle prove a vuoto alla sequenza diretta e omopolare, ovvero:

$$\begin{aligned} X_{s,ii} &= \frac{1}{3} \cdot (X_{o,ii} + 2 \cdot X_{d,ii}) \\ X_{m,ii} &= \frac{1}{3} \cdot (X_{o,ii} - X_{d,ii}) \end{aligned} \quad (6.7)$$

Alle reattanze proprie $X_{s,ii}$ vengono aggiunte le resistenze degli avvolgimenti, ricavate attraverso misure dirette di resistenza oppure in modo indiretto dalla misura delle perdite a carico del trasformatore. Al contrario, le perdite a vuoto non possono essere semplicemente aggiunte alle $X_{s,ii}$ in quanto verrebbero ad essere modellate come resistenze in serie alle reattanze di magnetizzazione, per cui devono essere rappresentate come resistenze esterne al modello, collegate in parallelo agli avvolgimenti.

Allo stesso modo, gli elementi delle sottomatrici di ordine 3 al di fuori della diagonale principale della matrice $[Z]$ possono essere ricavati come:

$$\begin{aligned} Z_{s,ik} &= \frac{1}{3} \cdot (Z_{o,ik} + 2 \cdot Z_{d,ik}) \\ Z_{m,ik} &= \frac{1}{3} \cdot (Z_{o,ik} - Z_{d,ik}) \end{aligned} \quad (6.8)$$

Le impedenze $Z_{d,ik}$ e $Z_{o,ik}$ che compaiono nelle (6.8) sono ottenute dalle prove a vuoto alla sequenza diretta e omopolare, e dai valori di impedenza di cortocircuito ricavati con la (6.5), ovvero:

$$Z_{d,ik} = Z_{d,ki} = \sqrt{(Z_{d,ii} - Z_{d,ik}^{cc}) \cdot Z_{d,kk}} \quad (6.9)$$

$$Z_{o,ik} = Z_{o,ki} = \sqrt{(Z_{o,ii} - Z_{o,ik}^{cc}) \cdot Z_{o,kk}}$$

Dal momento che il modello di Dommel è un modello lineare, non consente la corretta rappresentazione dei fenomeni di saturazione e isteresi del nucleo; inoltre, il modello di Dommel rappresenta le perdite per isteresi e correnti parassite con resistenze di valore costante, mentre nei trasformatori reali tali perdite sono dipendenti dalla frequenza e dovrebbero essere rappresentate con una rete lineare equivalente. Tuttavia, qualora si voglia estendere il modello in bassa frequenza del trasformatore all'intervallo di frequenze caratteristico dei fenomeni di fulminazione, le semplificazioni del modello di Dommel sono accettabili e non influenzano l'accuratezza del modello in alta frequenza¹⁶ [9].

Il modello di Dommel può essere implementato in ATP-EMTP mediante un circuito equivalente a Π multi-fase Type-1,2,... avente rami RL serie mutuamente accoppiati tra loro e matrice delle capacità $[C]$ nulla¹⁷. L'utilizzo della rappresentazione $[R][L]$ è giustificata dal fatto che in presenza di disturbi di rete il trasformatore tende a filtrare le frequenze più alte, comportandosi quindi come un filtro passa-basso di tipo RL. A titolo di esempio, in Figura 6.10 si riporta un circuito equivalente a Π multi-fase Type-3.

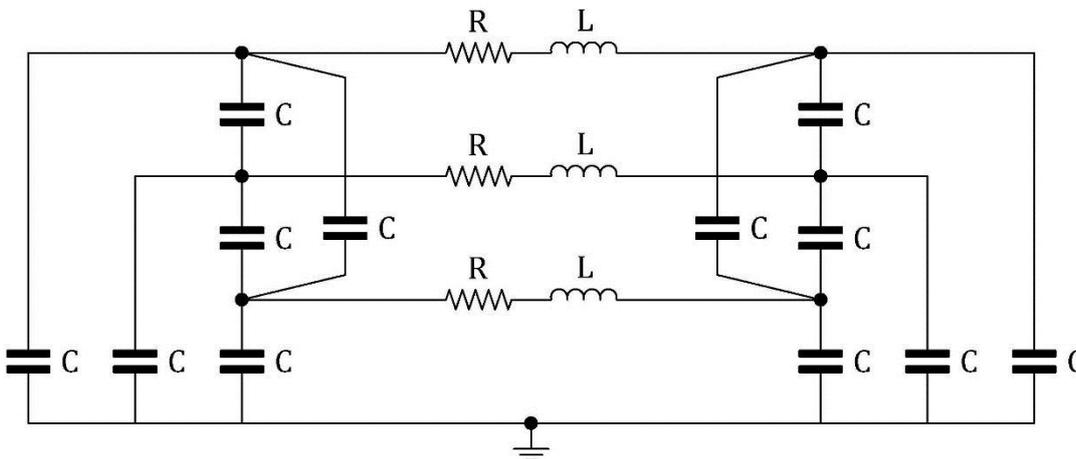


Figura 6.10: Circuito equivalente a Π multi-fase Type-3.

Il circuito equivalente a Π multi-fase Type-1,2,... è rappresentato in ATP-EMTP con la seguente equazione:

$$[v] = [R][i] + [L] \left[\frac{di}{dt} \right] \quad (6.10)$$

Un trasformatore trifase con un solo secondario viene rappresentato in ATP-EMTP come un sistema di 6 avvolgimenti mutuamente accoppiati tra loro, attraverso un circuito equivalente a Π multi-fase Type-6. Per la modellazione dei trasformatori di potenza attraverso la rappresentazione $[R][L]$ è necessario adottare sempre la massima precisione di calcolo consentita, attraverso la card \$VINTAGE,1 [8]. Infatti, i trasformatori di potenza sono caratterizzati da bassi valori della corrente di magnetizzazione, per cui le impedenze proprie e mutue della matrice $[Z]$ sono molto simili tra

¹⁶ Queste semplificazioni giustificano l'utilizzo del modello di Dommel in luogo di altri modelli più complessi disponibili nella libreria di ATP-EMTP, quali il "Saturable Transformer Component" o il nuovo "Hybrid Transformer Model".

¹⁷ Il modello di Dommel è valido fino a frequenze di alcuni kHz, per cui le capacità parassite possono essere trascurate.

loro; in questo caso, se la precisione di calcolo è bassa le impedenze di cortocircuito Z_{ik}^{cc} possono risultare nulle, il che equivale a considerare nullo il flusso disperso nel trasformatore.

Per risolvere i problemi legati alla precisione di calcolo si può adottare la rappresentazione tramite matrice delle ammettenze $[Y]$ ¹⁸, che risulta sempre accurata anche nel caso in cui la corrente di magnetizzazione sia trascurabile¹⁹:

$$[\hat{I}] = [Y][\hat{V}] \quad (6.11)$$

Per ricavare la matrice delle ammettenze $[Y]$, l'equazione (6.3) viene riscritta in termini di cadute di tensione tra il generico avvolgimento i -esimo e l'avvolgimento N -esimo, legate al vettore delle correnti attraverso la matrice ridotta delle impedenze $[Z^{rid}]$, ovvero:

$$\begin{bmatrix} \hat{V}_1 - \hat{V}_N \\ \vdots \\ \hat{V}_{N-1} - \hat{V}_N \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} Z_{11}^{rid} & \dots & Z_{1,N-1}^{rid} \\ \vdots & \ddots & \vdots \\ Z_{N-1,1}^{rid} & \dots & Z_{N-1,N-1}^{rid} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \hat{I}_1 \\ \vdots \\ \hat{I}_{N-1} \end{bmatrix} \quad (6.12)$$

Gli elementi della matrice ridotta delle impedenze $[Z^{rid}]$ possono essere ricavati direttamente dalle prove in cortocircuito sulla macchina; in particolare, il generico elemento Z_{ii}^{rid} sulla diagonale principale viene ottenuto alimentando l'avvolgimento i -esimo e chiudendo in cortocircuito l'avvolgimento N -esimo, mentre il generico elemento Z_{ik}^{rid} al di fuori della diagonale principale viene ottenuto alimentando l'avvolgimento i -esimo e chiudendo in cortocircuito l'avvolgimento k -esimo. Esprimendo le impedenze in per unità rispetto alla potenza nominale della macchina, si ha:

$$\begin{aligned} \dot{Z}_{ii}^{rid} &= \dot{Z}_{iN}^{cc} \\ \dot{Z}_{ik}^{rid} &= \frac{1}{2} \cdot (\dot{Z}_{iN}^{cc} + \dot{Z}_{kN}^{cc} - \dot{Z}_{ik}^{cc}) \end{aligned} \quad (6.13)$$

Invertendo la matrice delle impedenze ridotta si ricava la corrispondente matrice delle ammettenze ridotta:

$$[Y^{rid}] = [Z^{rid}]^{-1} \quad (6.14)$$

Infine, per passare dalla matrice delle ammettenze ridotta $[Y^{rid}]$ a quella completa $[Y]$, è sufficiente aggiungere una riga per la corrente N -esima applicando il primo principio di Kirchhoff, ovvero $\sum_{k=1}^N \hat{I}_k = 0$ nell'ipotesi di trascurare la corrente di magnetizzazione della macchina²⁰.

Per i trasformatori trifase si ricavano le impedenze ridotte Z_s^{rid} e Z_m^{rid} con le prove in cortocircuito alla sequenza diretta e omopolare e si costruiscono le corrispondenti sottomatrici di ordine 3. Il resto del procedimento per ricavare la matrice delle ammettenze $[Y]$ attraverso la matrice ridotta delle impedenze $[Z^{rid}]$ è analogo a quello già visto per il trasformatore monofase.

Per implementare il modello (6.11) in ATP-EMTP attraverso la rappresentazione $[R][L]$, occorrerebbe invertire la matrice $[Y]$ per separare la componente resistiva e la componente induttiva dell'impedenza; tuttavia, se la corrente di magnetizzazione è trascurabile la matrice $[Y]$ è

¹⁸ La rappresentazione tramite matrice delle ammettenze $[Y]$ è utilizzata anche per l'analisi dei flussi di potenza attiva e reattiva sulle reti elettriche.

¹⁹ Se la corrente di magnetizzazione viene trascurata, la matrice $[Z]$ non è definita; al contrario, la matrice $[Y]$ è definita anche se la corrente di magnetizzazione è nulla.

²⁰ Ipotesi accettabile per i trasformatori di potenza.

quasi singolare e quindi mal condizionata²¹. In tal caso, è preferibile calcolare la matrice $[Y]$ trascurando in prima istanza le resistenze degli avvolgimenti, e ricavare la matrice inversa delle induttanze come:

$$[L]^{-1} = j\omega[Y] \quad (6.15)$$

Le resistenze degli avvolgimenti vengono poi impiegate per la costruzione della matrice diagonale delle resistenze $[R]$.

Per poter utilizzare direttamente in ATP-EMTP la matrice inversa delle induttanze $[L]^{-1}$ ricavata con la (6.15), la (6.10) deve essere modificata come di seguito riportato:

$$[L]^{-1}[v] = [L]^{-1}[R][i] + \left[\frac{di}{dt} \right] \quad (6.16)$$

Si parla in questo caso di rappresentazione $[A][R]$ ²², per distinguerla dalla rappresentazione $[R][L]$ descritta in precedenza.

La rappresentazione tramite la matrice delle ammettenze $[Y]$ trascura la corrente di magnetizzazione, ipotesi in generale valida per i trasformatori di potenza; tuttavia, nel caso dei trasformatori trifase con nucleo a tre colonne la corrente di magnetizzazione alla sequenza omopolare può assumere valori elevati e non può essere trascurata. Le correnti di magnetizzazione possono essere ottenute dalle prove a vuoto alla sequenza diretta e omopolare, ovvero:

$$\begin{aligned} B_s &= \frac{1}{3}(B_o + 2 \cdot B_d) \\ B_m &= \frac{1}{3}(B_o - B_d) \end{aligned} \quad (6.17)$$

avendo indicato con $B = L_m^{-1}$ il reciproco delle induttanze di magnetizzazione.

Le (6.17) vengono poi sommate agli elementi di una delle sottomatrici di ordine 3 sulla diagonale principale della matrice $[L]^{-1}$, il che equivale a collegare le induttanze di magnetizzazione in parallelo ai corrispondenti avvolgimenti del trasformatore. A differenza dell'induttanza di magnetizzazione alla sequenza diretta, che non è lineare, l'induttanza di magnetizzazione alla sequenza omopolare è sostanzialmente lineare in quanto in un trasformatore trifase con nucleo a tre colonne il flusso alla sequenza omopolare è costretto a richiudersi in aria e nella cassa del trasformatore. Tuttavia, alle frequenze di interesse per gli studi di fulminazione anche l'impedenza di magnetizzazione alla sequenza diretta può essere considerata lineare in quanto il flusso non è in grado di penetrare all'interno del nucleo ferromagnetico, pertanto non è necessario rappresentare nel modello di Dommel i fenomeni di saturazione della curva di magnetizzazione [9]. Per le stesse ragioni, anche le perdite per isteresi e correnti parassite possono essere trascurate²³; qualora si vogliano comunque considerare le perdite a vuoto della macchina, queste dovranno essere rappresentate come resistenze esterne al modello, collegate in parallelo agli avvolgimenti.

²¹ Una matrice singolare è una matrice quadrata con determinante uguale a zero, ovvero una matrice quadrata il cui rango non è massimo. In particolare, nessuna matrice singolare è invertibile.

²² Dove $[A] = [L]^{-1}$.

²³ Alla sequenza omopolare si hanno perdite addizionali dovute alle correnti parassite nella cassa del trasformatore, che si aggiungono alle perdite per correnti parassite nel nucleo del trasformatore. Dal momento che nei trasformatori trifase con nucleo a tre colonne la corrente di magnetizzazione alla sequenza omopolare è significativa, a frequenza industriale le perdite per correnti parassite alla sequenza omopolare non possono essere trascurate.

Come noto, negli ATR esiste un accoppiamento galvanico tra avvolgimento primario e secondario, ovvero il secondario costituisce una porzione dello stesso complesso di spire che forma l'avvolgimento primario; al contrario, il modello di Dommel è stato sviluppato per trasformatori convenzionali nei quali esiste un isolamento perfetto tra gli avvolgimenti. Tuttavia, se si trascura l'accoppiamento galvanico e si considera solo l'accoppiamento induttivo, è possibile comunque rappresentare l'ATR come un trasformatore convenzionale i cui avvolgimenti primario e secondario corrispondono rispettivamente alla sezione serie e alla sezione comune dell'ATR. Questa rappresentazione è valida a qualsiasi frequenza, ad eccezione delle frequenze prossime a zero; infatti, in corrente continua un ATR si comporta come un partitore resistivo, mentre un trasformatore convenzionale garantisce sempre un isolamento perfetto tra primario e secondario. Per costruire la matrice delle ammettenze $[Y]$ occorre conoscere l'impedenza di cortocircuito del trasformatore convenzionale $\dot{Z}_{I,II}^{cc}$, espressa in per unità rispetto alla potenza nominale della macchina²⁴. La $\dot{Z}_{I,II}^{cc}$ può essere ricavata a partire dall'impedenza di cortocircuito in per unità $\dot{Z}_{H,L}^{cc}$, misurata durante le prove in cortocircuito sull'ATR, semplicemente passando dalla tensione di base U_H alla nuova tensione di base $U_H - U_L$ a pari potenza nominale, ovvero:

$$\dot{Z}_{I,II}^{cc} = \dot{Z}_{H,L}^{cc} \cdot \left(\frac{U_H}{U_H - U_L} \right)^2 = \frac{\dot{Z}_{H,L}^{cc}}{K_a^2} \quad (6.18)$$

avendo indicato con K_a il co-rapporto dell'ATR.

Allo stesso modo un ATR trifase può essere rappresentato come un trasformatore trifase convenzionale, la cui matrice delle ammettenze viene costruita a partire dalle prove in cortocircuito sull'ATR alla sequenza diretta e omopolare.

In Tabella 6.4 sono riportati i dati inseriti nella routine BCTRAN per ricavare il modello a frequenza industriale di un tipico ATR 400/135 kV da 250 MVA, installato nelle stazioni di trasformazione Terna; le informazioni riportate in tabella sono estrapolate dai dati di targa e dai rapporti di collaudo delle macchine. Le correnti a vuoto alla sequenza diretta e omopolare sono espresse in percentuale della corrente di base $I_b = S_n / (\sqrt{3} \cdot U_n)$; allo stesso modo, le impedenze di cortocircuito alla sequenza diretta e omopolare sono espresse in percentuale dell'impedenza di base $Z_b = U_n^2 / S_n$. Per completezza vengono implementate nel modello anche le perdite a vuoto e a carico alla sequenza diretta, in quanto disponibili nei rapporti di collaudo, sebbene nel modello in alta frequenza le perdite possano essere trascurate.

Si osserva che la corrente a vuoto alla sequenza omopolare è molto più alta della corrente a vuoto alla sequenza diretta, in quanto nei nuclei a tre colonne il flusso magnetico si richiude in aria e nella cassa dell'ATR; al contrario, l'impedenza di cortocircuito alla sequenza omopolare è leggermente più bassa di quella alla sequenza diretta, in quanto entrambe le impedenze sono legate ai flussi dispersi.

²⁴ Tale impedenza è differente da quella misurata sull'ATR, in quanto durante le prove in cortocircuito la sezione comune dell'ATR viene cortocircuitata; pertanto, tutta la tensione primaria viene applicata alla sezione serie dell'avvolgimento.

Tabella 6.4: Dati inseriti nella routine BCTRAN

ATR 400/135 kV - 250 MVA		
Numero di fasi		3
Numero di avvolgimenti per fase		2
Tipo di nucleo		a tre colonne
Collegamento delle fasi		ATR con neutro accessibile
Gruppo vettoriale		Yy0
Potenza nominale		250 MVA
Tensione primaria nominale di linea		400 kV
Tensione secondaria nominale di linea		135 kV
Rappresentazione AR		si
Induttanza di magnetizzazione		lineare interna
Frequenza di prova		50 Hz
Sequenza diretta	Corrente a vuoto	0,04%
	Perdite a vuoto	75 kW
	Impedenza di cortocircuito	13%
	Perdite a carico	500 kW
Sequenza omopolare	Corrente a vuoto	45%
	Impedenza di cortocircuito	12,5%

Il modello dell'ATR può essere verificato simulando il funzionamento a vuoto e in cortocircuito in ATP-EMTP, e confrontando i risultati delle simulazioni con i valori misurati durante le prove a vuoto e in cortocircuito sulle macchine reali. In tutti i casi considerati la macchina viene alimentata dall'avvolgimento di alta tensione; per effettuare le misure di potenza attiva è stato implementato un wattmetro nel linguaggio MODELS di ATP-EMTP, che effettua anche la misura del valore efficace delle tensioni e delle correnti.

La Figura 6.11 riporta lo schema per la prova a vuoto, dalla quale è possibile ricavare la corrente a vuoto e le perdite a vuoto della macchina.

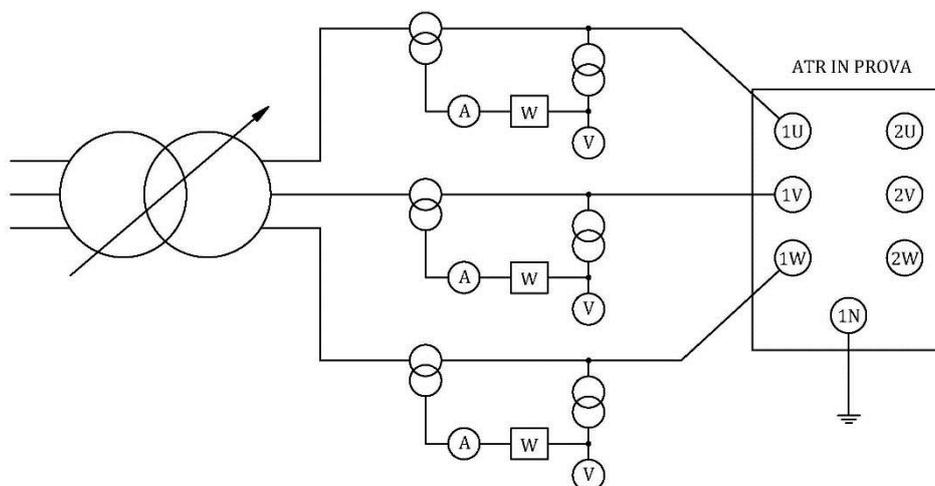


Figura 6.11: Schema per la prova a vuoto.

La Figura 6.12 riporta lo schema per la prova in cortocircuito, dalla quale è possibile ricavare l'impedenza di cortocircuito e le perdite a carico della macchina.

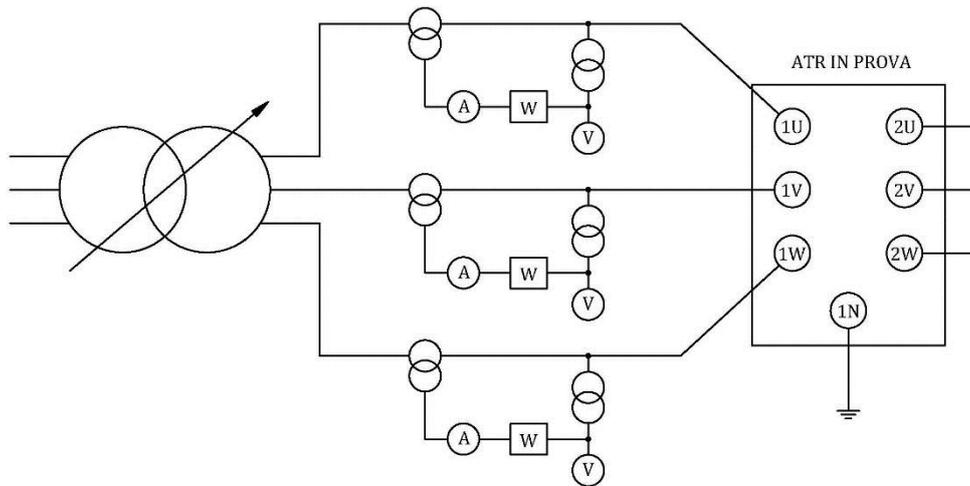


Figura 6.12: Schema per la prova in cortocircuito.

La Figura 6.13 riporta lo schema per la misura della corrente a vuoto alla sequenza omopolare.

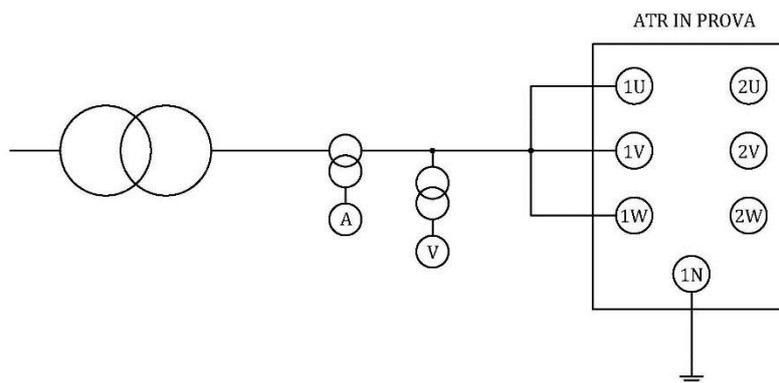


Figura 6.13: Schema per la misura della corrente a vuoto alla sequenza omopolare.

La Figura 6.14 riporta lo schema per la misura dell'impedenza di cortocircuito alla sequenza omopolare.

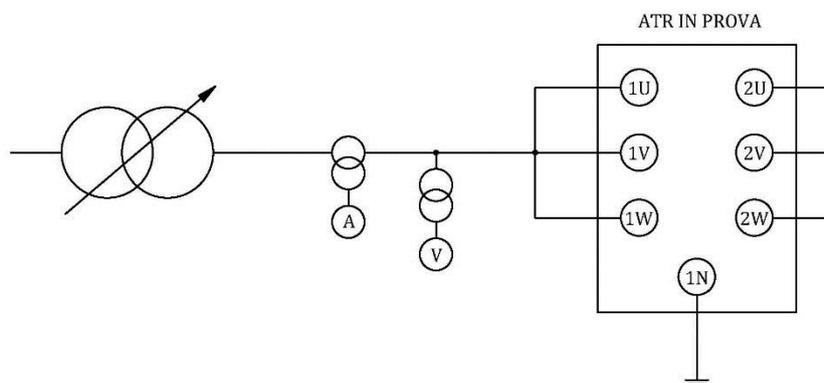


Figura 6.14: Schema per la misura dell'impedenza di cortocircuito alla sequenza omopolare.

La Tabella 6.5 pone a confronto i risultati delle simulazioni effettuate in ATP-EMTP con i valori misurati durante le prove a vuoto e in cortocircuito sulle macchine reali.

Tabella 6.5: Confronto tra risultati delle simulazioni e dati riportati nei rapporti di collaudo

ATR 400/135 kV - 250 MVA			
		Risultati delle simulazioni	Rapporti di collaudo
Sequenza diretta	Corrente a vuoto	0,04044%	0,04%
	Perdite a vuoto	76,59 kW	75 kW
	Impedenza di cortocircuito	12,9964%	13%
	Perdite a carico	504,9 kW	500 kW
Sequenza omopolare	Corrente a vuoto	44,288%	45%
	Impedenza di cortocircuito	11,0794%	12,5%

6.4 Modello in alta frequenza degli ATR 400/135-155 kV

Al momento non sono disponibili nella libreria di ATP-EMTP modelli che consentano di studiare il comportamento dei trasformatori nei riguardi delle sovratensioni di origine atmosferica, pertanto i modelli in alta frequenza dei trasformatori devono essere ricavati a partire dal modello in bassa frequenza descritto al paragrafo 6.3. In particolare, alle alte frequenze il campo elettromagnetico non può penetrare nel nucleo a causa delle correnti parassite, per cui il comportamento della macchina è dominato dai parametri parassiti degli avvolgimenti.

Le sovratensioni di origine atmosferica presentano un contenuto in frequenza elevato che richiede la rappresentazione degli avvolgimenti a costanti distribuite anziché concentrate. In Figura 6.15 si è indicato con L e C_p rispettivamente l'induttanza e la capacità verso massa di ciascuna sezione dell'avvolgimento²⁵, mentre C_s rappresenta la capacità tra sezioni adiacenti. Si osserva che il circuito a parametri distribuiti di un avvolgimento di alta tensione è simile a quello di una linea di trasmissione, con l'aggiunta di capacità serie tra le sezioni.

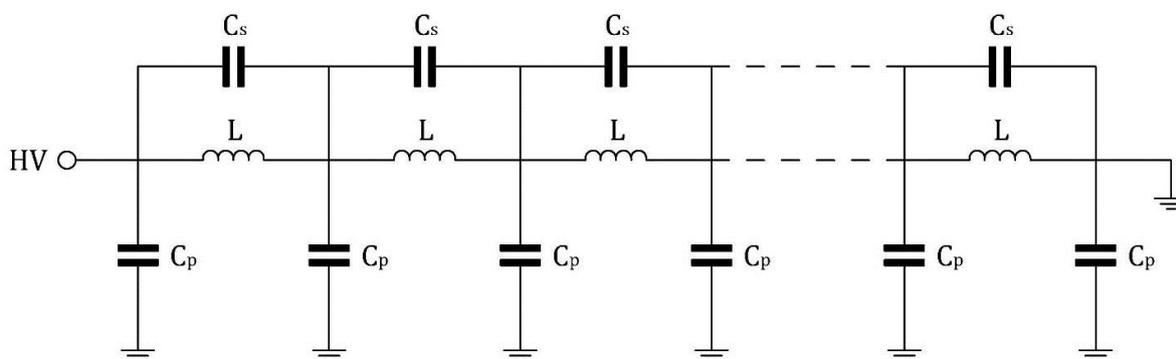


Figura 6.15: Rappresentazione a costanti distribuite di un avvolgimento di alta tensione.

²⁵ Le sezioni possono coincidere con le spire dell'avvolgimento.

Mentre in bassa frequenza la distribuzione della tensione tra le spire di un avvolgimento è lineare, in alta frequenza le capacità parassite hanno un effetto sfavorevole che influenza la distribuzione della tensione. In particolare, se a un avvolgimento di alta tensione viene applicata una sovratensione impulsiva, negli istanti iniziali la distribuzione della tensione lungo l'avvolgimento è regolata solo dalle capacità per via della ripidità del fronte dell'onda²⁶. Come mostrato in Figura 6.16, più elevata è la costante di distribuzione $\alpha = C_p/C_s$, maggiore è la sollecitazione dielettrica sulle prime spire dell'avvolgimento²⁷. Quando il fronte dell'onda è passato, aumenta il contributo dell'induttanza L e la distribuzione della tensione torna ad essere lineare come in bassa frequenza.

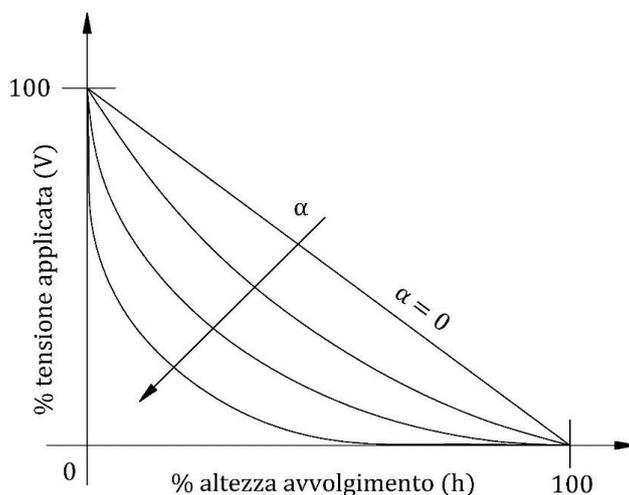


Figura 6.16: Distribuzione iniziale di una tensione impulsiva lungo un avvolgimento di alta tensione.

Sono disponibili le funzioni di trasferimento degli avvolgimenti di alta tensione degli ATR unificati Terna, ricavate a fini diagnostici con il metodo SFRA²⁸; a titolo di esempio, la Figura 6.17 riporta la funzione di trasferimento dell'avvolgimento di un ATR 400/135 kV - 250 MVA unificato Terna, ricavata con il metodo SFRA tra il terminale di alta tensione e il terminale di neutro [10]. Allo stesso modo sono disponibili le funzioni di trasferimento ingresso/uscita degli ATR unificati Terna, ricavate a fini diagnostici con il metodo SFRA; a titolo di esempio, la Figura 6.18 riporta la funzione di trasferimento della sezione serie di un ATR 400/135 kV - 250 MVA unificato Terna, ricavata con il metodo SFRA tra il terminale a tensione più alta e quello a tensione più bassa [10]. Dall'analisi delle funzioni di trasferimento nelle Figure 6.17 e 6.18, si osserva che alle basse frequenze la tensione di uscita è determinata essenzialmente dall'induttanza del circuito magnetico; pertanto, la risposta in frequenza è quella tipica di un filtro passa-basso con attenuazione di 20 dB/decade. All'aumentare della frequenza le correnti parassite nei lamierini

²⁶ Inizialmente la corrente non può penetrare nell'avvolgimento per via della sua induttanza, per cui si hanno solo correnti di spostamento tra sezioni dell'avvolgimento (spire), e tra ciascuna sezione e massa.

²⁷ Per ottenere un miglioramento della distribuzione delle sollecitazioni lungo l'avvolgimento dovute alle sovratensioni di manovra o di origine atmosferica, la sezione serie degli ATR unificati Terna viene realizzata con avvolgimenti a disco interavvolto i quali, avvicinando elettricamente conduttori che sono geometricamente distanti, consentono di aumentare la capacità serie rispetto a quella verso massa, riducendo così la costante di distribuzione α .

²⁸ Sweep Frequency Response Analysis (SFRA). Un'eventuale deformazione meccanica degli avvolgimenti di un trasformatore è assimilabile ad una modifica della rete capacitiva della macchina, rilevabile attraverso un'analisi della funzione di trasferimento. Per il rilievo sperimentale della funzione di trasferimento si inietta un segnale sinusoidale a frequenza variabile tra 10 Hz e 10 MHz ad un terminale dell'avvolgimento (ad esempio il neutro), e si registra il segnale trasferito all'altro terminale (ad esempio quello di linea); il rapporto tra il segnale in ingresso e quello in uscita consente di ricavare la funzione di trasferimento dell'avvolgimento.

tendono ad ostacolare il flusso per cui l'induttanza del circuito magnetico diminuisce, mentre aumenta il peso delle capacità tra le sezioni dell'avvolgimento. Dopo il primo picco di risonanza, interviene anche la presenza delle capacità verso massa e verso gli altri avvolgimenti, per cui la funzione di trasferimento si fa più complessa, con numerosi picchi di risonanza. In particolare, negli ATR unificati Terna i primi picchi di risonanza si manifestano a frequenze dell'ordine delle centinaia e migliaia di Hz.

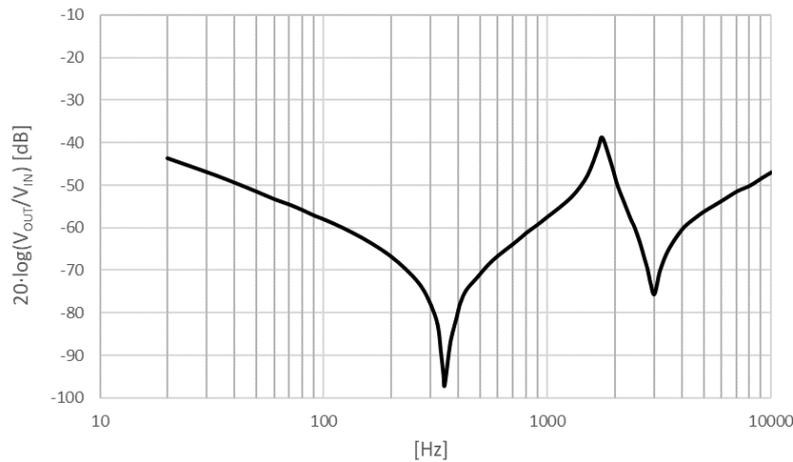


Figura 6.17: Funzione di trasferimento dell'avvolgimento di un ATR 400/135 kV - 250 MVA, fase centrale.

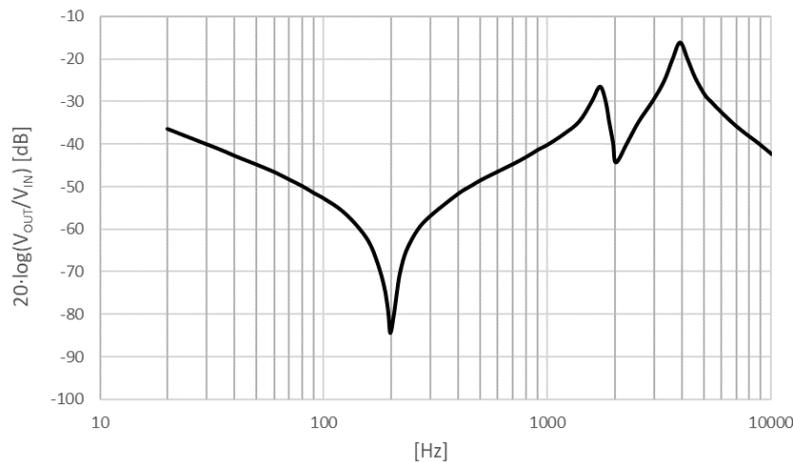


Figura 6.18: Funzione di trasferimento della sezione serie di un ATR 400/135 kV - 250 MVA, fase centrale.

Dal momento che per frequenze superiori ad alcune decine di kHz il comportamento dell'ATR è prevalentemente capacitivo, in alta frequenza è possibile modellare l'ATR con le sole capacità parassite degli avvolgimenti; inoltre, negli studi di coordinamento dell'isolamento si è interessati unicamente al comportamento transitorio ai terminali di macchina in presenza di sovratensioni di origine atmosferica in arrivo dalle linee, pertanto, sebbene le capacità parassite siano distribuite, è possibile rappresentare l'ATR con una rete di capacità concentrate collegate esternamente tra i terminali di macchina [8 – 12]. In questo caso, contrariamente a quanto avviene nelle funzioni di trasferimento reali, la risposta in frequenza dell'ATR presenterà un unico picco corrispondente alla frequenza di risonanza del circuito equivalente RLC parallelo visto dai terminali di macchina, mostrato in Figura 6.19. Si osserva che in presenza di transistori ad alta frequenza una linea terminata su un ATR si comporta come una linea aperta all'arrivo, essendo l'impedenza interna

dell'ATR molto maggiore di quella della linea; di conseguenza, in assenza di MOSA a protezione dell'ATR, la sovratensione incidente verrebbe riflessa raddoppiando in ampiezza, con una costante di tempo pari a $\tau = Z_c \cdot C_{eq}$, essendo Z_c l'impedenza caratteristica della linea e C_{eq} la capacità equivalente dell'ATR²⁹.

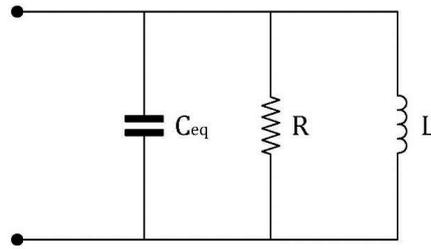


Figura 6.19: Circuito equivalente in alta frequenza di un ATR, visto dai terminali di macchina.

Dal momento che i valori delle capacità interne dell'ATR non vengono forniti dai costruttori, il calcolo di tali capacità richiede necessariamente la conoscenza delle caratteristiche costruttive della macchina, e in particolare delle dimensioni geometriche del nucleo, degli avvolgimenti e della cassa del trasformatore; nel caso degli ATR unificati Terna le caratteristiche dimensionali possono essere ricavate dalla documentazione tecnica di omologazione. La Figura 6.20 rappresenta schematicamente le capacità distribuite tra gli avvolgimenti e verso il nucleo e la cassa di un ATR 400/135-155 kV con nucleo a tre colonne. La rappresentazione delle capacità interne tiene conto della suddivisione della sezione serie in due metà identiche collegate in parallelo tra loro. Si ipotizza, inoltre, che le tre fasi presentino le stesse capacità.

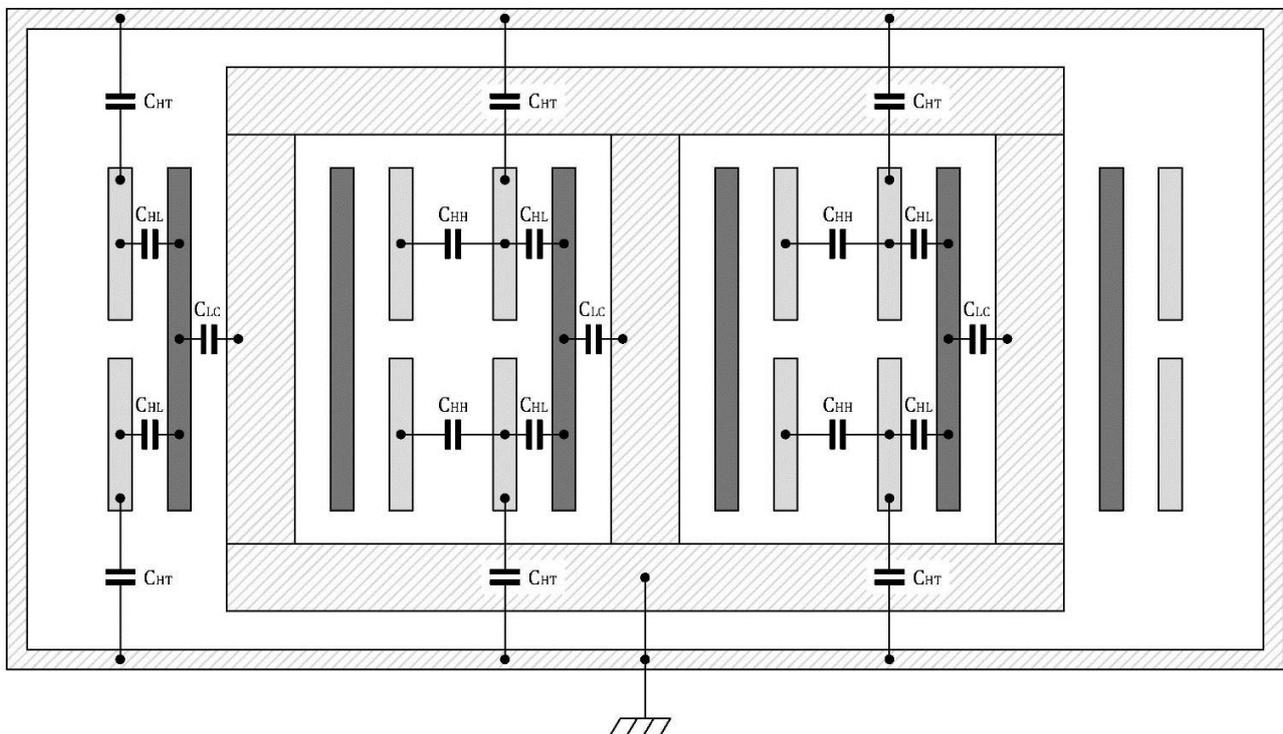


Figura 6.20: Capacità interne di un ATR 400/135 kV - 250 MVA.

²⁹ Assumendo un'impedenza d'onda della linea pari a $Z_c = 430 \Omega$ (si veda il Capitolo 1, paragrafo 1.14) e una capacità equivalente dell'ATR pari a $C_{eq} = 5,17 \text{ nF}$ (come di seguito riportato), si ottiene una costante di tempo pari a $\tau \cong 2 \mu\text{s}$, simile alla costante di tempo dei TVC di linea (si veda il Capitolo 5, paragrafo 5.3.1).

In Figura 6.20 si è indicato con:

C_{HT} : la capacità tra ciascuna metà della sezione serie e la cassa del trasformatore;

C_{HH} : la capacità tra ciascuna metà delle sezioni serie di fasi adiacenti³⁰;

C_{HL} : la capacità tra ciascuna metà della sezione serie e la sezione comune della stessa fase;

C_{LC} : la capacità tra la sezione comune e la colonna della stessa fase.

Sebbene le capacità C_{HT} , C_{HH} , C_{HL} e C_{LC} siano distribuite lungo gli avvolgimenti, tuttavia, per quanto visto in precedenza, possono essere modellate come capacità concentrate ripartite equamente tra i due terminali di ciascun avvolgimento (equivalente a Π), come illustrato in Figura 6.21 per una singola fase dell'ATR.

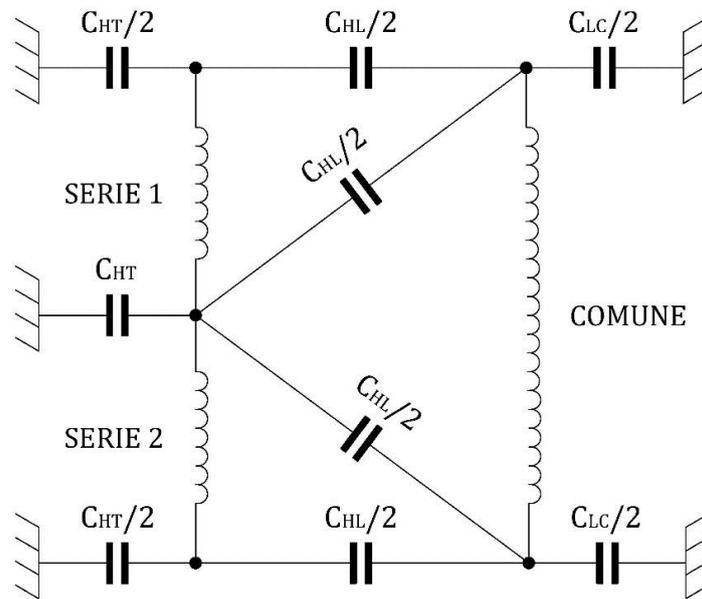


Figura 6.21: Rete equivalente capacitiva di una fase di un ATR 400/135 kV - 250 MVA.

Per calcolare le capacità C_{HL} e C_{LC} , è possibile pensare agli avvolgimenti dell'ATR come agli elettrodi di un condensatore cilindrico la cui capacità dipende dalla superficie e dalla distanza degli elettrodi, nonché dalla permittività dell'isolante interposto, e può essere ricavata mediante la nota formula [13]:

$$C = \frac{\pi \cdot \epsilon_0 \cdot D_m \cdot H}{\frac{t_{ol}}{\epsilon_{ol}} + \frac{t_{ct}}{\epsilon_{ct}}} \quad (6.19)$$

Nella (6.19) si è indicato con:

D_m : il diametro medio dello spazio compreso tra i due avvolgimenti concentrici;

H : l'altezza degli avvolgimenti, qualora differente si considera l'altezza media;

t_{ol} : lo spessore totale dei canali d'olio;

³⁰ Le capacità tra sezioni serie di fasi non adiacenti possono essere trascurate.

t_{ct} : lo spessore totale dei cartogeneri che delimitano i canali d'olio;

ϵ_{ol} : la costante dielettrica relativa dell'olio minerale, pari a 2,2 [1];

ϵ_{ct} : la costante dielettrica relativa del cartogeno impregnato d'olio, pari a 4,4 [1].

Dal momento che l'isolamento tra avvolgimenti è realizzato con olio isolante e barriere in cartogeno, la (6.19) richiede la conoscenza dello spessore totale dei cartogeneri utilizzati per creare i canali d'olio nello spazio isolante tra i due avvolgimenti, in modo da calcolare la costante dielettrica equivalente dell'isolamento misto in carta-olio. Qualora questo dato non sia disponibile, è possibile ricavare lo spessore minimo del cartogeno considerando che per un avvolgimento a 400 kV la tensione di prova a 50 Hz per un minuto verso massa e verso gli altri avvolgimenti è pari a 570 kV. Assumendo un campo elettrico massimo per i cartogeneri impregnati di olio pari a 17,5 kV/mm, lo spessore minimo dell'isolante solido risulta pari a $s_{min} = 570/17,5 = 32 \text{ mm}$. Allo stesso modo, per un avvolgimento a 135 kV la tensione di prova a 50 Hz per un minuto verso massa e verso gli altri avvolgimenti è pari a 230 kV, a cui corrisponde uno spessore minimo dell'isolante solido pari a $s_{min} = 230/17,5 = 13 \text{ mm}$.

La capacità C_{LC} è costituita dalla serie della capacità tra la sezione comune e l'avvolgimento di regolazione, e della capacità tra l'avvolgimento di regolazione e la colonna del nucleo; se si ipotizza che l'avvolgimento di regolazione sia completamente escluso, ovvero che il CSC sia collegato al morsetto N della sezione comune, allora la capacità C_{LC} coinciderà con la sola capacità tra la sezione comune e l'avvolgimento di regolazione, essendo quest'ultimo collegato a massa.

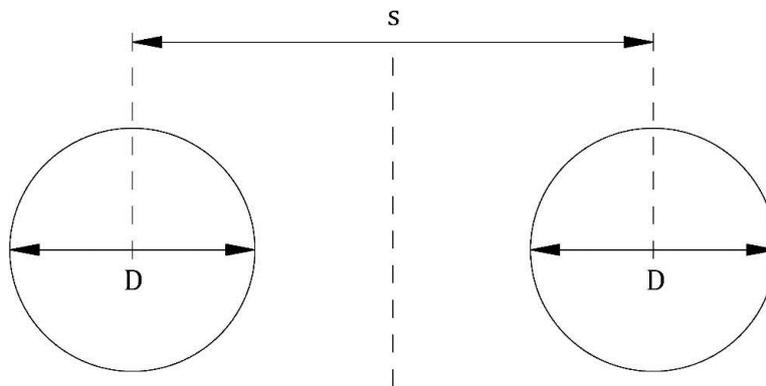


Figura 6.22: Avvolgimenti cilindrici paralleli.

Con riferimento alla Figura 6.22, la capacità C_{HH} può essere ricavata con la formula seguente, valida per avvolgimenti cilindrici paralleli [13]:

$$C = \frac{\pi \cdot \epsilon_0 \cdot H}{\cosh^{-1}\left(\frac{S}{D}\right)} \cdot \frac{t_{ol} + t_{ct}}{\frac{t_{ol}}{\epsilon_{ol}} + \frac{t_{ct}}{\epsilon_{ct}}} \quad (6.20)$$

Nella (6.20) si è indicato con:

H : l'altezza degli avvolgimenti, qualora differente si considera l'altezza media;

s : l'interasse tra due colonne adiacenti del nucleo;

D : il diametro esterno dell'avvolgimento di alta tensione;

t_{ol} : lo spessore totale dei canali d'olio;

t_{ct} : lo spessore totale dei cartogeni che delimitano i canali d'olio;

ε_{ol} : la costante dielettrica relativa dell'olio minerale, pari a 2,2 [1];

ε_{ct} : la costante dielettrica relativa del cartogeno impregnato d'olio, pari a 4,4 [1].

La capacità C_{HT} non può essere ricavata per via analitica dal momento che le distanze di isolamento verso la cassa sono variabili, ma deve essere ricavata con metodi numerici o, più semplicemente, in modo indiretto a partire dalla misura della capacità totale verso massa degli avvolgimenti³¹, una volta note tutte le altre capacità del circuito equivalente in alta frequenza dell'ATR [10].

Oltre alle capacità distribuite verso gli altri avvolgimenti e verso le parti a massa, è necessario calcolare la capacità serie di ciascun avvolgimento, il cui valore dipende dalla geometria dell'avvolgimento stesso; in particolare, si assume che la sezione serie di ciascun avvolgimento dell'ATR sia realizzata a disco interavvolto con conduttori in piattina e uscita in mezzzeria, mentre la sezione comune sia realizzata a disco continuo in cavo trasposto. Per il calcolo della capacità serie degli avvolgimenti a disco è necessario innanzitutto conoscere la capacità media tra due spire consecutive di un disco³² C_{tt} , e la capacità assiale tra due dischi sovrapposti C_{dd} .

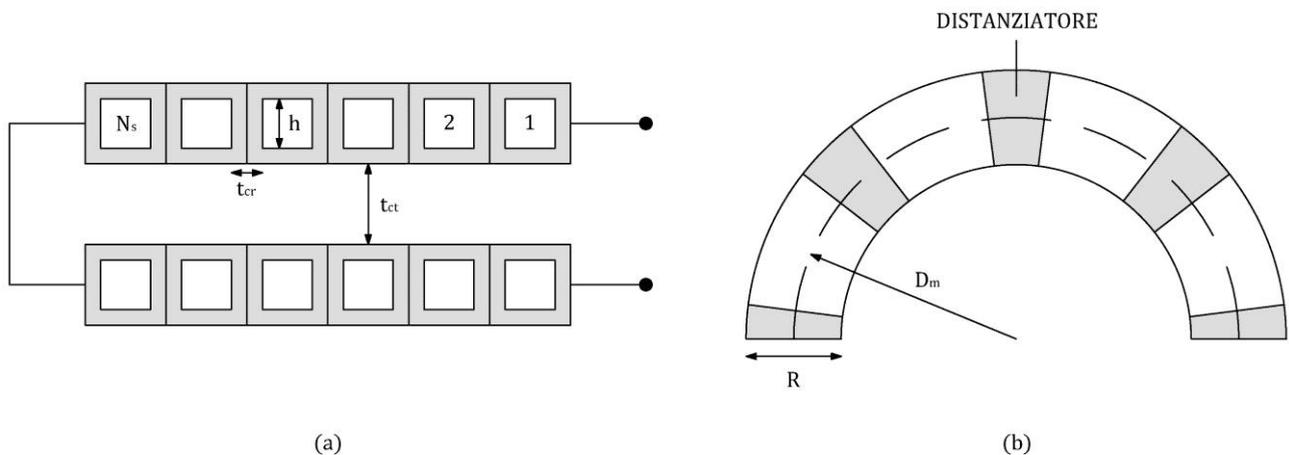


Figura 6.23: (a) Sezione di un avvolgimento a disco. (b) Vista dall'alto di un avvolgimento a disco.

Con riferimento alle Figure 6.23-a e 6.23-b, la capacità media tra due spire consecutive di un disco può essere calcolata come [13, 14]:

$$C_{tt} = \frac{\pi \cdot \varepsilon_0 \cdot \varepsilon_{cr} \cdot D_m \cdot (h + t_{cr})}{t_{cr}} \quad (6.21)$$

Nella (6.21) si è indicato con:

D_m : il diametro medio del disco;

³¹ Tale misura viene comunemente effettuata sugli ATR a fini diagnostici, per rilevare eventuali danni interni alla macchina a seguito di guasti sulla rete.

³² Le capacità tra spire non consecutive possono essere trascurate.

h : l'altezza del conduttore nudo (in direzione assiale);

t_{cr} : lo spessore totale della carta kraft che isola i conduttori (entrambi i lati);

ε_{cr} : la costante dielettrica della carta kraft impregnata d'olio, pari a 3,5 [1, 14].

L'altezza del conduttore nudo h viene maggiorata dello spessore complessivo della carta isolante t_{cr} per tenere conto degli effetti di bordo.

Con riferimento alle Figure 6.23-a e 6.23-b, la capacità assiale tra due dischi sovrapposti può essere calcolata con la formula seguente [13, 14], che tiene conto della frazione della circonferenza occupata dai distanziatori in cartogeno che separano i dischi e della rimanente frazione occupata dall'olio minerale:

$$C_{dd} = \pi \cdot \varepsilon_o \cdot D_m \cdot (R + t_{ct}) \cdot \left(\frac{k}{\frac{t_{cr}}{\varepsilon_{cr}} + \frac{t_{ct}}{\varepsilon_{ol}}} + \frac{1-k}{\frac{t_{cr}}{\varepsilon_{cr}} + \frac{t_{ct}}{\varepsilon_{ct}}} \right) \quad (6.22)$$

Nella (6.22) si è indicato con:

R : lo spessore radiale dell'avvolgimento;

D_m : il diametro medio del disco;

k : la frazione della circonferenza del disco occupata dall'olio minerale, qualora il fattore k non sia noto, si può assumere $k \cong 1/3$ [14];

t_{ct} : lo spessore dei distanziatori in cartogeno tra due dischi;

t_{cr} : lo spessore totale della carta kraft che isola i conduttori (entrambi i lati);

ε_{ol} : la costante dielettrica relativa dell'olio minerale, pari a 2,2 [1];

ε_{ct} : la costante dielettrica relativa del cartogeno impregnato d'olio, pari a 4,4 [1];

ε_{cr} : la costante dielettrica della carta kraft impregnata d'olio, pari a 3,5 [1, 14].

Lo spessore radiale dell'avvolgimento R viene maggiorato dello spessore del cartogeno t_{ct} per tenere conto degli effetti di bordo.

Per il calcolo della capacità serie degli avvolgimenti a disco si assume una distribuzione lineare della tensione tra le spire³³, inoltre si trascura l'incremento della capacità serie sui primi dischi dovuta alla presenza di anelli equipotenziali alle estremità degli avvolgimenti. Dal momento che la sezione comune dell'avvolgimento dell'ATR è realizzata a disco continuo, per il calcolo della sua capacità serie occorre tenere conto di entrambe le capacità C_{tt} e C_{dd} , ovvero [13, 14]:

$$C_{SL} = \frac{C_{tt}}{N_d \cdot N_s^2} \cdot (N_s - 1) + \frac{4}{3} \cdot \frac{C_{dd}}{N_d^2} \cdot (N_d - 1) \quad (6.23)$$

³³ In realtà, la distribuzione della tensione lungo l'avvolgimento non è lineare, di conseguenza il valore della capacità serie calcolato per avvolgimenti a disco continuo è approssimato; tuttavia, tale approssimazione viene comunemente accettata nella pratica e consente di semplificare notevolmente le espressioni analitiche. Al contrario, negli avvolgimenti a disco interavvolto la capacità tra i dischi è trascurabile rispetto alla capacità tra spire consecutive, di conseguenza l'ipotesi di distribuzione lineare della tensione è sufficientemente realistica e il calcolo della capacità serie risulta accurato.

Nella (6.23) si è indicato con:

N_s : il numero di spire in un disco;

N_d : il numero complessivo di dischi della sezione comune.

Al contrario, la sezione serie dell'avvolgimento dell'ATR è realizzata a disco interravolto e in questo tipo di avvolgimento la capacità tra i dischi è trascurabile, pertanto la capacità serie dipende solo dalla capacità C_{tt} , ovvero [13]:

$$C_{SH} = \frac{C_{tt}}{N_d} \cdot \left[N_s + \left(\frac{N_s - 1}{N_s} \right)^2 \cdot (N_s - 2) \right] \quad (6.24)$$

Nella (6.24) si è indicato con:

N_s : il numero di spire in un disco;

N_d : il numero complessivo di dischi di una delle due metà in parallelo della sezione serie.

La Tabella 6.6 riporta i valori delle capacità interne di un tipico ATR 400/135 kV da 250 MVA unificato Terna, calcolate a partire dalle caratteristiche costruttive e dimensionali del nucleo e degli avvolgimenti; si osserva un sostanziale incremento della capacità serie negli avvolgimenti a disco interravolto, rispetto agli avvolgimenti a disco continuo.

Tabella 6.6: Capacità interne di un ATR 400/135 kV - 250 MVA unificato Terna

C_{HL} [nF]	C_{LC} [nF]	C_{HH} [nF]	Sezione serie	Sezione comune		C_{SL} [nF]	C_{SH} [nF]
			C_{tt} [nF]	C_{tt} [nF]	C_{dd} [nF]		
1,57	3,98	0,15	2,26	2,13	3,63	0,055	1,24

La Figura 6.24 riporta il circuito equivalente in alta frequenza di un ATR 400/135 kV da 250 MVA unificato Terna.

La Tabella 6.7 riporta le espressioni delle capacità del circuito equivalente in Figura 6.24, ricavate considerando gli effettivi collegamenti interni tra la sezione serie e la sezione comune di ciascun avvolgimento dell'ATR, nonché la capacità verso terra degli isolatori passanti a condensatore.

Tabella 6.7: Espressioni delle capacità del circuito equivalente in Figura 6.24

C_1	$C_{HT} + \frac{C_{HL}}{2} + C_{BH}$
C_2	$2 \cdot C_{SH} + \frac{C_{HL}}{2}$
C_3	$C_{HT} + \frac{C_{LC}}{2} + C_{SL} + C_{BL}$
C_4	C_{HH}
C_5	C_{HH}

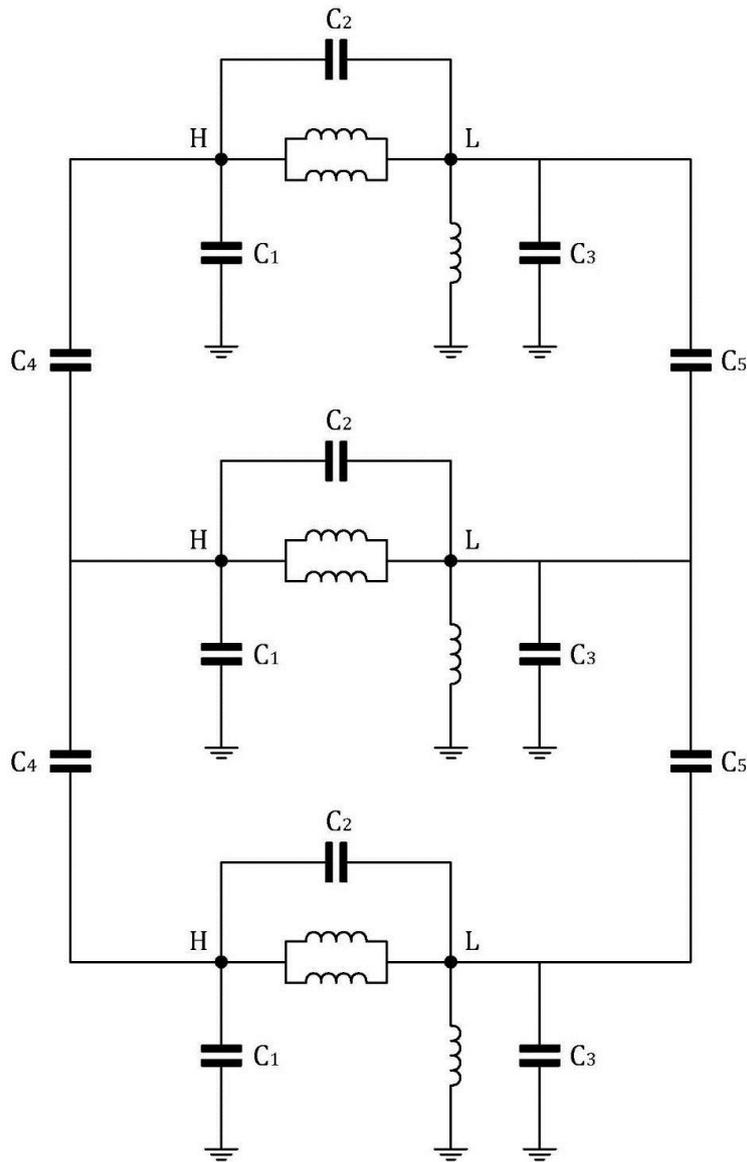


Figura 6.24: Circuito equivalente in alta frequenza di un ATR 400/135 kV - 250 MVA.

Per completare il modello in alta frequenza dell'ATR è necessario conoscere la capacità tra gli avvolgimenti di alta tensione e la cassa del trasformatore, C_{HT} , che può essere ricavata in modo indiretto a partire dalla misura della capacità totale verso massa degli avvolgimenti, effettuata sugli ATR in fase di collaudo. Con riferimento al circuito equivalente in Figura 6.24 e assumendo una capacità totale verso massa misurata in laboratorio pari a $C_T = 23 \text{ nF}$, si ottiene:

$$C_{HT} = \frac{C_T}{6} - \frac{C_{BH}}{2} - \frac{C_{BL}}{2} - \frac{C_{HL}}{4} - \frac{C_{LC}}{4} - \frac{C_{SL}}{2} = 2,15 \text{ nF} \quad (6.25)$$

La Tabella 6.8 riporta i valori delle capacità del circuito equivalente in Figura 6.24 ricavati con le espressioni in Tabella 6.7, nota la capacità C_{HT} .

Tabella 6.8: Valori delle capacità del circuito equivalente in Figura 6.24

C_1 [nF]	C_2 [nF]	C_3 [nF]	C_4 [nF]	C_5 [nF]
3,31	3,26	4,36	0,15	0,15

Note le capacità interne dell'ATR, è possibile infine ricavare la capacità equivalente della macchina vista dalla sezione 132-150 kV, nell'ipotesi che i terminali a 400 kV siano lasciati aperti e trascurando gli accoppiamenti capacitivi tra fasi adiacenti:

$$C_{eq} \cong C_1 + \frac{C_2 \cdot C_3}{C_2 + C_3} = 5,17 \text{ nF} \quad (6.26)$$

Il valore ottenuto è in linea con i valori di capacità riportati in letteratura; in particolare, la capacità equivalente di un trasformatore di alta tensione, inclusa la capacità dei passanti a condensatore, è tipicamente compresa tra 1 e 10 nF [15].

6.5 Sovratensioni trasferite

Nei trasformatori le sovratensioni a fronte ripido possono essere trasmesse sia per via capacitiva, attraverso la rete di capacità parassite della macchina, sia per via induttiva, attraverso l'accoppiamento induttivo tra gli avvolgimenti; nel caso specifico degli ATR, l'accoppiamento galvanico tra circuito primario e secondario determina un trasferimento diretto delle sovratensioni.

Per le sovratensioni di origine atmosferica il trasferimento avviene soprattutto per via capacitiva; tali trasferimenti, oltre ad essere determinati dalle caratteristiche costruttive della macchina, sono determinati anche dalle capacità complessive connesse a valle dei terminali di uscita: maggiori sono queste capacità, minori sono le sovratensioni trasmesse. Al contrario, i trasferimenti per via induttiva sono significativi solo per frequenze fino ad alcuni kHz, ovvero per onde di tensione con code lunghe dell'ordine di alcune centinaia di μs ; di conseguenza, non è possibile trascurare gli accoppiamenti induttivi per le sovratensioni di manovra trasferite.

La pericolosità delle sovratensioni trasferite dal terminale a tensione più alta verso il terminale a tensione più bassa è confermata dal fatto che, sebbene i terminali degli ATR siano protetti da MOSA, tuttavia la sovratensione trasferita può risultare comunque significativa, in particolare se il rapporto di trasformazione è elevato; al contrario, il problema delle sovratensioni trasferite verso il terminale a tensione più alta è meno critico, essendo più elevati i livelli di isolamento per le sovratensioni transitorie. Con riferimento alla Figura 6.25 e trascurando gli accoppiamenti capacitivi tra fasi adiacenti, nei riguardi delle sovratensioni trasferite dal livello di tensione più alto a quello più basso, l'ATR si comporta come un semplice partitore capacitivo avente rapporto di trasformazione:

$$k \cong \frac{C_2}{C_2 + C_3} = 0,43 \quad (6.27)$$

Il rapporto di trasformazione ottenuto è in linea con i valori riportati in letteratura; in particolare, il rapporto di trasformazione capacitivo dei trasformatori di alta tensione è tipicamente compreso tra 0,0 e 0,4 [16]. Si osserva, inoltre, che il rapporto tra i valori di LIWV lato primario e lato secondario dell'ATR è all'incirca pari al rapporto di trasformazione capacitivo calcolato, ovvero $550/1300 = 0,42$; di conseguenza, anche in assenza di MOSA a protezione dell'ATR, il valore di cresta delle sovratensioni di origine atmosferica trasferite verso il livello di tensione più basso non eccede il livello di tenuta della macchina.

6.6 Bibliografia

- [1] M. Cimini, D. Bosetto, F. Stevanato, *Il macchinario di trasformazione di potenza*, 2019.
- [2] Terna, *Autotrasformatori d'interconnessione. Criteri progettuali ed evoluzione tecnologica*, Nota Tecnica SSXR AUTO 01.
- [3] Terna, *Progetto unificato stazioni, Layout stazione di trasformazione 380/150-132 kV con 2 ATR, Planimetria e schema unifilare EG13-0009 ING-SVT-IOC*.
- [4] Terna, *Autotrasformatori AAT / AT con e senza Commutatore Sotto Carico*, Specifica Tecnica INS MA S 01.
- [5] Terna, *Scaricatori ad ossido metallico privi di spinterometri per stazioni elettriche AT*, Specifica Tecnica INS AZ S 01.
- [6] Terna, *Isolatori passanti per trasformatori*, Specifica Tecnica INS MT S 06.
- [7] V. Brandwajn, H.W. Dommel, and I.I. Dommel, *Matrix representation of three-phase N-winding transformers for steady-state and transient studies*, *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, Volume: PAS-101, Issue: 6, 1369-1378, June 1982.
- [8] H.W. Dommel, *Electro-Magnetic Transient Program (EMTP) Theory Book*, Bonneville Power Administration, 1986.
- [9] CIGRE Working Group 33.02, *Guidelines for representation of network elements when calculating transients*, Technical Brochure No. 39, 1990.
- [10] L. Colla, V. Iuliani, F. Palone, M. Rebolini, and C. Taricone, *EHV/HV autotransformers modeling for electromagnetic transients simulation of power systems*, *The XIX International Conference on Electrical Machines - ICEM 2010*, 06-08 September 2010.
- [11] A. Greenwood, *Electrical transients in power systems*, Wiley-Interscience, 1971.
- [12] *Electromagnetic Transients Program (EMTP) Workbook III*, Electric Power Research Institute, 1989.
- [13] S.V. Kulkarni, S.A. Khaparde, *Transformer engineering: Design and practice*, CRC Press, 2004.
- [14] R. Del Vecchio, B. Poulin, P. Feghali, D. Shah, R. Ahuja, *Transformer design principles*, CRC Press, 2017.
- [15] A.R. Hileman, *Insulation coordination for power systems*, Taylor & Francis Inc, 1999.
- [16] CEI EN 60071-2, *Insulation co-ordination - Part 2: Application guide*, 2018.

7. Coordinamento dell'isolamento nelle stazioni 132-150 kV

Nel presente capitolo viene effettuato lo studio del coordinamento dell'isolamento della sezione 132-150 kV di una tipica stazione di trasformazione Terna, con l'ausilio del metodo deterministico già utilizzato in passato da ENEL per la definizione dei livelli di isolamento della Rete di Trasmissione Nazionale dell'energia elettrica.

7.1 Dispositivi di limitazione delle sovratensioni in stazione

Il coordinamento dell'isolamento consiste nella scelta della tenuta dielettrica dei componenti del sistema elettrico, in funzione delle sovratensioni che possono manifestarsi nel sistema e tenendo conto delle caratteristiche dei dispositivi di protezione disponibili, con lo scopo di ridurre ad un livello accettabile, dal punto di vista tecnico-economico, la probabilità che le sollecitazioni dielettriche imposte ai componenti del sistema arrechino danno al loro isolamento oppure influenzino la continuità del servizio.

Le sovratensioni che si manifestano nei sistemi elettrici possono essere di origine esterna o interna. Le sovratensioni di origine esterna sono tipicamente sovratensioni transitorie a fronte ripido dovute a fulminazioni dirette o indotte, che si manifestano come tensioni impulsive di polarità positiva e/o negativa con durata dell'ordine di alcune decine di μs . Al contrario, le sovratensioni di origine interna possono essere sia sovratensioni transitorie a fronte lento, quali ad esempio quelle prodotte dalle manovre degli interruttori, sia sovratensioni temporanee a bassa frequenza, quali ad esempio quelle prodotte dai guasti monofase a terra, dai fenomeni di risonanza o dalla perdita di carico dei generatori. Le sovratensioni transitorie a fronte lento sono tensioni impulsive di polarità positiva e/o negativa con durata compresa tra alcune centinaia di μs e alcuni ms, mentre le sovratensioni temporanee sono tensioni alternate a frequenza industriale con durata compresa tra alcune centinaia di ms e alcuni secondi.

Non è conveniente dal punto di vista tecnico-economico dimensionare gli isolamenti in modo che resistano a tutte le sovratensioni possibili senza scaricare; tuttavia, mentre per gli isolamenti auto-ripristinanti, quali ad esempio gli isolamenti in aria, è possibile effettuare il dimensionamento sulla base di un rischio accettabile di scarica, per gli isolamenti non auto-ripristinanti¹ il rischio di scarica deve essere nullo. Di conseguenza, gli isolamenti non auto-ripristinanti vengono dimensionati in modo da resistere per un tempo indefinito alla tensione di esercizio e per un tempo limitato alla massima sovratensione sostenuta che può manifestarsi nel sistema²; la protezione nei confronti delle sovratensioni transitorie a fronte lento e a fronte ripido è garantita,

¹ Quali ad esempio gli isolamenti in polietilene reticolato (XLPE), in carta-olio e in gas SF₆.

² In reti magliate con lunghezze di linee modeste, come le reti di trasmissione e sub-trasmissione italiana, le sovratensioni temporanee che determinano la scelta dei dispositivi di protezione sono essenzialmente quelle per guasto monofase a terra; tali sovratensioni presentano tipicamente valori compresi tra 1,4 e 1,7 in per unità, a seconda dello stato del neutro del sistema. La durata convenzionale della sovratensione è pari a un secondo, tempo massimo di intervento delle protezioni in caso di guasto monofase a terra sulla rete di alta tensione.

invece, da opportuni dispositivi di limitazione delle sovratensioni, la cui tensione di intervento è inferiore al livello di tenuta del componente da proteggere.

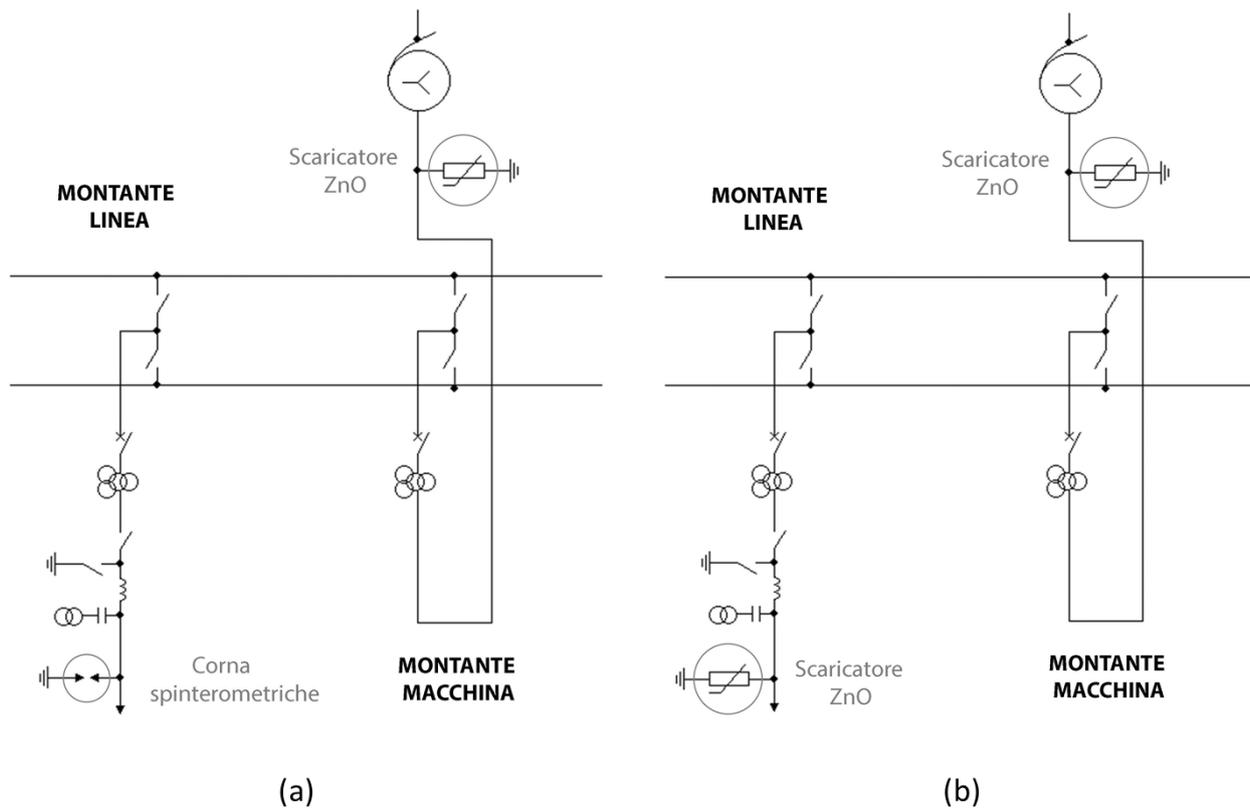


Figura 7.1: Dispositivi di limitazione delle sovratensioni su stallo linea e stallo macchina.

(a) Protezione del terminale di linea con corna spinterometriche.

(b) Protezione del terminale di linea con MOSA.

Nelle stazioni unificate Terna gli isolamenti non auto-ripristinanti vengono protetti dalle sovratensioni transitorie mediante corna spinterometriche e scaricatori di sovratensione. Tuttavia, i primi scaricatori di sovratensione impiegati nella rete elettrica italiana erano del tipo al carburo di silicio con spinterometro, e risultavano costosi e poco affidabili; di conseguenza, con l'obbiettivo di ridurre al minimo il numero di scaricatori in stazione, inizialmente si decise di installarli solo nello stallo trasformatore in prossimità della macchina. Infatti, i trasformatori, oltre ad avere isolamenti interni delicati, hanno un valore economico considerevole e tempi di riparazione e sostituzione particolarmente lunghi. Al contrario, le restanti apparecchiature di stazione, oltre ad avere un valore economico nettamente inferiore e tempi rapidi di riparazione e sostituzione, presentano isolamenti interni in parallelo ad isolamenti esterni in aria, per cui la scarica sull'isolamento interno non auto-ripristinante è meno probabile di quella sull'isolamento esterno auto-ripristinante³.

Gli scaricatori sono normalmente installati ad alcuni metri di distanza dal trasformatore, in modo da assicurare la massima protezione della macchina, tuttavia la protezione offerta dallo scaricatore risulta soddisfacente fino ad alcune decine di metri di distanza; di conseguenza, considerando le dimensioni caratteristiche degli stalli e del sistema sbarre 132-150 kV, anche le altre

³ Si veda il Capitolo 5, paragrafo 5.5.

apparecchiature di stazione risultano sufficientemente protette dagli scaricatori installati nello stallo trasformatore. Questo non è più vero in caso di interruttore di linea aperto, pertanto la protezione delle apparecchiature dello stallo linea⁴ dalle sovratensioni di origine atmosferica provenienti dalle linee, quando l'interruttore di linea è aperto, è affidata a corna spinterometriche installate sulle catene di amarro al palo gatto⁵, come illustrato in Figura 7.1-a. La condizione di interruttore aperto può verificarsi in occasione di fulminazioni che colpiscono la linea: se il primo colpo di fulmine provoca la scarica in linea, le protezioni comandano l'apertura dell'interruttore e gli eventuali colpi di fulmine successivi⁶ che raggiungono il terminale di linea trovano l'interruttore aperto. Inizialmente le corna spinterometriche vennero preferite agli scaricatori al carburo di silicio con spinterometri in quanto più affidabili e meno costose; la loro caratteristica di intervento fu coordinata con la capacità di tenuta delle apparecchiature da proteggere e con gli scaricatori posti a protezione del macchinario. Il principale svantaggio degli spinterometri in arrivo linea è legato al rischio di interventi intempestivi, ossia gli interventi a interruttore di linea chiuso originati da un fulmine che non ha provocato un guasto in linea. L'intervento intempestivo delle corna spinterometriche causa un guasto monofase a terra che richiede necessariamente l'apertura della linea per consentire l'estinzione dell'arco elettrico; inoltre, l'intervento dello spinterometro produce sollecitazioni dielettriche ad onda tronca sui componenti di stazione e sollecitazioni combinate dielettriche ed elettrodinamiche sul macchinario. A tal proposito, si osserva che nelle stazioni Terna la probabilità di interventi intempestivi dello spinterometro in arrivo linea è estremamente bassa; in particolare, si stima un numero medio annuo di interventi intempestivi pari a 0,0015 sul livello di tensione 132 kV e pari a 0,0004 sul livello di tensione 150 kV [2].

Con l'avvento degli scaricatori di sovratensione ad ossidi metallici privi di spinterometri, nel seguito MOSA⁷, più affidabili e meno costosi dei precedenti scaricatori al carburo di silicio con spinterometri, sono venute meno le ragioni principali che limitavano l'impiego in stazione degli scaricatori di sovratensione. Di conseguenza, nel progetto unificato Terna è stato definito un nuovo stallo linea con scaricatore in ingresso linea, mostrato in Figura 7.1-b; i nuovi schemi di protezione con MOSA sono impiegati in alternativa a quelli con corna spinterometriche e la scelta dello schema di protezione più adeguato viene effettuata in funzione del numero di linee entranti in stazione. Tuttavia occorre considerare che i MOSA, in quanto costituiti da resistenze non lineari collegate in derivazione alla rete, riducono inevitabilmente l'affidabilità del sistema e richiedono quindi controlli periodici delle correnti di dispersione, a differenza delle corna spinterometriche che mantengono inalterate nel tempo le loro caratteristiche elettriche e non necessitano di controlli o manutenzione.

⁴ Trasformatori di misura e apparecchiature di manovra.

⁵ Per le caratteristiche degli armamenti di amarro con corna spinterometriche si veda il Capitolo 3 paragrafo 3.1.

⁶ Ciascun fulmine è costituito in media da tre colpi che si susseguono nello stesso canale ionizzato a distanza di alcune decine di ms uno dall'altro, anche se sono stati osservati fino a 54 colpi nello stesso canale ionizzato [1].

⁷ Metal Oxide Surge Arrester.

7.2 Sovratensioni transitorie di origine atmosferica in stazione

È possibile individuare tre tipologie di sovratensioni di origine atmosferica in arrivo in stazione dalle linee elettriche aeree⁸:

- Sovratensioni causate dalla fulminazione diretta dei sostegni o delle funi di guardia, di intensità tale da provocare una scarica di ritorno attraverso l'isolamento in aria della linea.
- Sovratensioni causate dalla fulminazione diretta dei conduttori di fase, di intensità tale da non provocare la scarica degli isolamenti di linea.
- Sovratensioni causate dalla fulminazione diretta dei conduttori di fase, di intensità tale da provocare la scarica degli isolamenti di linea; in questo caso lungo la linea si propaga un'onda di tensione troncata sul fronte o sulla coda.

La condizione più critica per gli isolamenti di stazione si ha per scarica di ritorno dovuta a fulminazione del sostegno, con una corrente avente valore di cresta appena sufficiente a causare la scarica. In questo caso la forma d'onda della sovratensione nel punto di guasto sarà caratterizzata da una ripidità del fronte molto elevata e da una lunga durata all'emivalore, tipica della forma d'onda della corrente di fulmine. In caso di correnti con valore di cresta più elevato si verificherebbero ulteriori scariche in corrispondenza dei sostegni successivi a quello colpito dal fulmine, per cui la forma d'onda della sovratensione risulterebbe troncata subito dopo il suo valore di cresta. Una fulminazione diretta del conduttore per difetto di schermatura della linea dà luogo invece ad una sollecitazione minore, in quanto la durata del fronte dell'onda di tensione è maggiore di quella che si ha per scarica di ritorno, ed è legata alle caratteristiche della corrente di fulmine. Infine, la terza tipologia di sovratensione non risulta praticamente mai più gravosa delle prime due [3]. Sulla base delle precedenti considerazioni, nel seguito verranno analizzate soltanto le sovratensioni per scarica di ritorno e le sovratensioni per difetto di schermatura che non causano la scarica degli isolamenti di linea.

La forma e l'ampiezza delle sovratensioni che sollecitano gli isolamenti di stazione sono fortemente influenzate dallo schema operativo della stazione, ovvero dalla posizione aperta o chiusa dell'interruttore e dei sezionatori dello stallo linea. Si distinguono due situazioni base:

- la linea lungo la quale si propaga la sovratensione è aperta alla sua estremità;
- la linea lungo la quale si propaga la sovratensione è chiusa sulle sbarre collettrici di stazione.

Per quanto riguarda il primo schema operativo, è normale prassi di esercizio aprire il sezionatore di linea se l'interruttore deve rimanere in posizione di aperto per un tempo non trascurabile.

⁸ Non vengono considerate le sovratensioni prodotte dalla fulminazione indiretta della linea. Nel caso in cui un fulmine colpisca il terreno in prossimità di una linea elettrica aerea, questa risulta illuminata da un campo elettromagnetico che genera sulla linea una sovratensione indotta; l'entità di tale sovratensione dipende principalmente dal valore della corrente di fulmine e dalla distanza tra il punto di fulminazione e la linea, ovvero dall'altezza dei conduttori dal suolo e dalla dimensione della spira che viene illuminata dal campo. Dato che le sovratensioni indotte non raggiungono valori confrontabili con quelli relativi alle fulminazioni dirette, in genere l'analisi delle fulminazioni indirette è limitata a linee di telecomunicazione e a linee elettriche in bassa e media tensione, sulle quali le tensioni indotte possono raggiungere valori tali da superare la tensione critica dell'isolamento e causarne il cedimento.

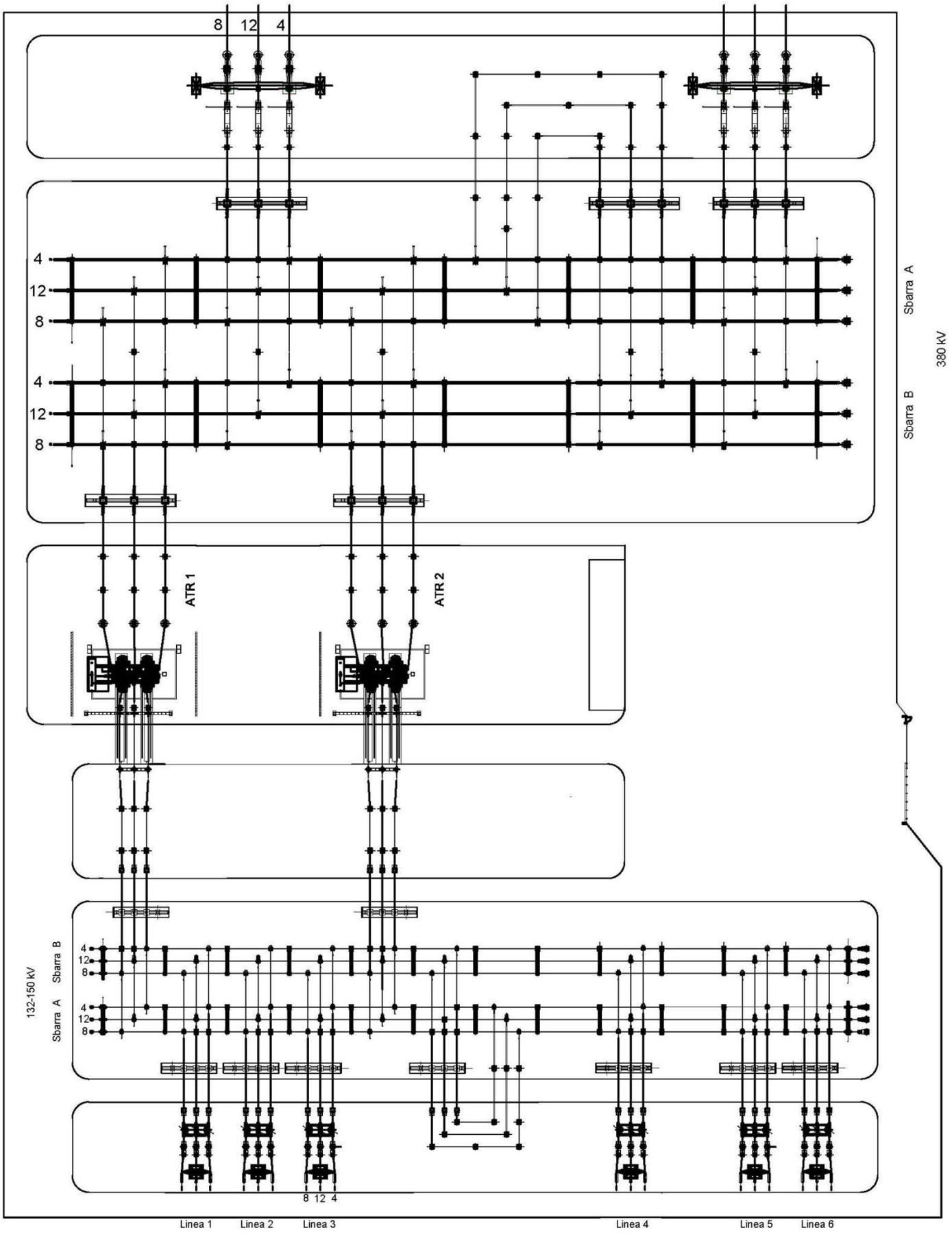


Figura 7.2: Stazione di trasformazione 380/132-150 kV con 2 ATR. [4]

L'eventualità che le sovratensioni atmosferiche sollecitino le apparecchiature terminali di linea e l'interruttore aperto può nascere solo da fulminazioni composte da più colpi⁹; in tal caso, la tensione alla terminazione della linea raddoppierebbe determinando il sicuro intervento dello spinterometro a protezione delle apparecchiature. Di conseguenza, nel seguito verrà analizzato soltanto lo schema operativo che prevede l'interruttore e i sezionatori dello stallo linea chiusi.

Con riferimento ad una tipica stazione di trasformazione 380/132-150 kV con 2 ATR mostrata in Figura 7.2, vengono analizzati due differenti schemi di servizio [3]:

- tutte le linee e i trasformatori chiusi sul sistema di sbarre B¹⁰;
- due linee 132 kV e un solo ATR in servizio, entrambi chiusi sul sistema di sbarre B¹¹.

In entrambi i casi si ipotizza che venga fulminata la linea 6, che è la più lontana dagli stalli trasformatore in servizio; in queste condizioni, è minimo l'effetto protettivo che i MOSA dello stallo trasformatore esercitano sulle apparecchiature dello stallo linea. Per la configurazione con due linee 132 kV e un solo ATR in servizio, come seconda linea in servizio viene scelta la linea 2, che è in posizione baricentrica rispetto ai due stalli trasformatore.

Il coordinamento dell'isolamento di stazione per fenomeni di fulminazione può essere affrontato con due differenti metodologie, una basata su un approccio di tipo statistico, l'altra di tipo deterministico [5]. L'approccio statistico consiste nell'assicurare alla stazione un tasso di guasto inferiore a un determinato valore di progetto¹², definito come somma del tasso di guasto dovuto alle sovratensioni per difetto di schermatura e del tasso di guasto dovuto alle sovratensioni per scarica di ritorno. Al contrario l'approccio deterministico, denominato "convenzionale" nelle vecchie normative, consiste nell'individuare le condizioni peggiori che possono manifestarsi, sempre per difetto di schermatura e per scarica di ritorno, e verificare che le sovratensioni applicate ai componenti di stazione risultino inferiori al loro livello di isolamento, con un margine di sicurezza che tiene conto dell'invecchiamento dei componenti e delle eventuali imprecisioni di calcolo¹³. Il metodo deterministico si applica in genere al coordinamento dell'isolamento dei componenti caratterizzati da isolamenti non auto-ripristinanti¹⁴, in particolare nel caso di protezione degli isolamenti mediante dispositivi di limitazione delle sovratensioni¹⁵. L'isolamento delle stazioni della rete di alta tensione italiana è stato dimensionato in origine con l'ausilio del metodo convenzionale¹⁶ [3]; di conseguenza, nel seguito verrà adottato il medesimo approccio

⁹ Ciascun fulmine è costituito in media da tre colpi che si susseguono nello stesso canale ionizzato a distanza di alcune decine di ms uno dall'altro. Se il primo colpo di fulmine provoca la scarica in linea, le protezioni comandano l'apertura dell'interruttore e gli eventuali colpi di fulmine successivi che raggiungono il terminale di linea trovano l'interruttore aperto.

¹⁰ Condizione di servizio normale.

¹¹ Sebbene poco probabile, questo schema potrebbe essere adottato, ad esempio, in fase di manutenzione o costruzione/ampliamento della stazione.

¹² Per le apparecchiature di stazione i valori tipici dei tassi di guasto per sovratensioni, indipendentemente dalla loro origine, sono compresi nell'intervallo 0,001 ÷ 0,004 guasti/anno, ovvero da un guasto ogni 1000 anni a uno ogni 250 anni, a seconda dei tempi di ripristino [2].

¹³ Si utilizza tipicamente un margine di sicurezza del 15% rispetto ai valori di LIWV del componente [5].

¹⁴ Apparecchiature di stazione e macchinario.

¹⁵ Come nel caso delle stazioni Terna, nelle quali si utilizzano corna spinterometriche nello stallo linea e MOSA nello stallo macchina.

¹⁶ La metodologia applicata da ENEL considerava tre forme d'onda rappresentative delle sovratensioni di origine atmosferica: 3/50 µs, 0,5/10 µs e 0,5/50 µs. L'onda 3/50 µs era rappresentativa delle sovratensioni per difetto di

seguito da ENEL, applicato ai nuovi modelli di linea e stazione implementati in ATP-EMTP, che consentono di simulare le sovratensioni per difetto di schermatura e per scarica di ritorno nelle ultime campate delle linee aeree afferenti alla stazione.

Si ipotizza che la fulminazione colpisca il sostegno capolinea oppure un sostegno a grande distanza dalla stazione, teoricamente infinita; tuttavia, a causa dell'attenuazione gli effetti di una fulminazione sono limitati a un tratto di linea relativamente corto nell'intorno del punto di fulminazione¹⁷, di conseguenza verrà considerato un punto di fulminazione lontano posto ad una distanza massima di 2 km dalla stazione (6 campate di linea).

Le correnti di fulmine vengono rappresentate con il modello CIGRE il quale, a differenza del modello di Heidler, presenta la pendenza massima del fronte dell'onda in corrispondenza del valore di cresta della corrente e risulta pertanto idoneo allo studio sia delle sovratensioni per difetto di schermatura, sia delle sovratensioni per scarica di ritorno¹⁸. Vengono considerati i soli fulmini negativi discendenti i quali, oltre a costituire circa il 90% dei fulmini che cadono al suolo, sono anche i più pericolosi per la tenuta dielettrica dei componenti di stazione¹⁹.

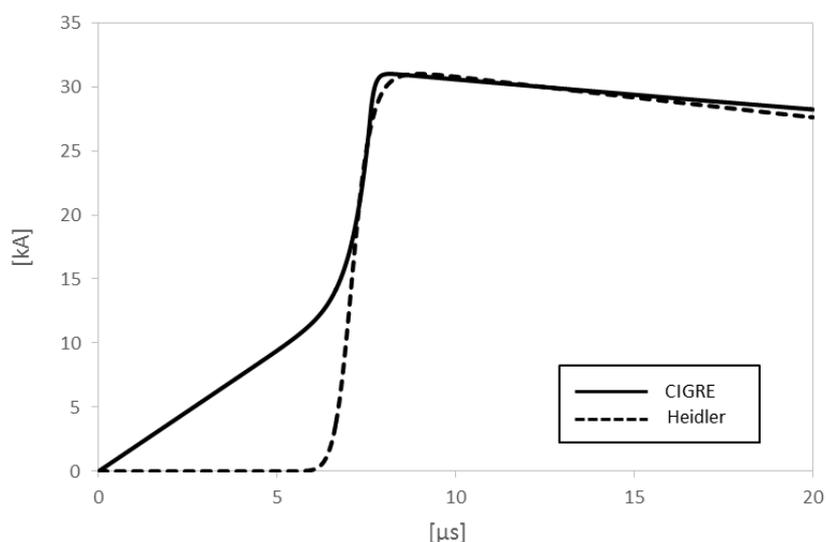


Figura 7.3: Forma d'onda della corrente di fulmine, fulmini negativi discendenti, primo colpo. Modello CIGRE e modello di Heidler a confronto.

schermatura, in assenza di scarica della linea; l'onda 0,5/10 μs era rappresentativa delle sovratensioni per scarica di ritorno sulle linee con una bassa resistenza di messa a terra dei sostegni; l'onda 0,5/50 μs era rappresentativa delle sovratensioni per scarica di ritorno sulle linee con resistenza di messa a terra dei sostegni molto elevata. Venivano analizzati due differenti schemi di servizio: tutte le linee e i trasformatori chiusi su una delle sbarre collettrici di stazione (condizione di servizio normale); solo un trasformatore e due linee chiusi su una delle sbarre collettrici di stazione (condizione di servizio durante la costruzione del sistema o periodi di manutenzione). Si ipotizzava, inoltre, che la fulminazione colpisse un sostegno all'infinito o il sostegno capolinea; in entrambi i casi si assumeva, in via conservativa, che le sovratensioni provenienti dalla linea avessero un valore di cresta pari alla tensione di scarica 50% della linea stessa, nonostante tali ipotesi presupponga che la fulminazione colpisca la linea sempre nelle ultime campate.

¹⁷ Contrariamente alle sovratensioni di manovra, che sollecitano tutta la linea e in particolare le estremità.

¹⁸ Si veda il Capitolo 1, paragrafo 1.13.

¹⁹ Al contrario, le correnti di fulmine di polarità positiva risultano più pericolose per i dispositivi di protezione dalle sovratensioni (MOSA) a causa del loro maggior contenuto energetico, dovuto alla durata all'emivalore particolarmente elevata.

Il modello CIGRE è descritto da due distinte funzioni, una per il fronte dell'onda fino al 90% del valore di cresta (7.1) e l'altra per la coda dell'onda (7.2):

$$i_1(t) = A \cdot t + B \cdot t^n \quad (7.1)$$

$$i_2(t) = I_1 \cdot e^{-\frac{t-t_n}{t_1}} - I_2 \cdot e^{-\frac{t-t_n}{t_2}} \quad (7.2)$$

Le espressioni delle costanti che compaiono nelle funzioni (7.1) e (7.2) sono riportate in [6].

Nel caso della fulminazione diretta dei conduttori di fase, si ipotizza che il fulmine colpisca il conduttore più esterno della terna (fase 4); i parametri del modello CIGRE per il primo colpo di fulmine negativo discendente sono riportati in Tabella 7.1 e corrispondono alla forma d'onda mediana normalizzata dei primi colpi di fulmini negativi discendenti. Il valore di cresta I_{cr} della corrente di fulmine viene scelto in modo tale da ottenere la massima sovratensione nel punto di fulminazione, senza causare il cedimento dell'isolamento della linea²⁰; la corrente di fulmine dovrà comunque risultare inferiore al valore massimo oltre il quale tutti i fulmini vengono captati dalla fune di guardia della linea, pari a $I_M = 10,5 \text{ kA}$ per le linee aeree 132-150 kV equipaggiate con conduttore ACSR Ø22,8 a tiro pieno²¹.

Tabella 7.1: Parametri del modello CIGRE per fulminazione diretta dei conduttori di fase, primo colpo di fulmine negativo discendente

I_{cr} [kA]	S_m [kA/µs]	t_r [µs]	t_n [µs]
3 ÷ 10,5	29,1	4,46	91,5

I parametri del modello CIGRE per la fulminazione diretta dei sostegni e delle funi di guardia sono riportati, invece, in Tabella 7.2. Anche in questo caso si fa riferimento alla forma d'onda mediana normalizzata per il primo colpo di fulmine negativo discendente.

Tabella 7.2: Parametri del modello CIGRE per fulminazione diretta dei sostegni e delle funi di guardia, primo colpo di fulmine negativo discendente

I_{cr} [kA]	S_m [kA/µs]	t_r [µs]	t_n [µs]
130	29,1	4,46	91,5

Si assume in via conservativa un valore di cresta della corrente di fulmine pari a $I_{cr} = 130 \text{ kA}$, corrispondente a un percentile della distribuzione cumulativa delle correnti del primo colpo di fulmine negativo discendente, come mostrato in Figura 7.5. Il valore di cresta della corrente di fulmine deve essere opportunamente ridotto qualora si abbia il cedimento dell'isolamento sui sostegni successivi a quello sul quale è avvenuta la fulminazione, o sul palo gatto di stazione; in caso contrario, lungo la linea si propagherebbe un'onda di tensione troncata sul fronte o sulla coda la quale, come specificato in precedenza, non risulta praticamente mai più gravosa delle

²⁰ Il valore teorico della corrente di fulmine in grado di causare il cedimento dell'isolamento di una linea aerea 132-150 kV è all'incirca pari a $I_f \cong 3,2 \text{ kA}$. Si veda il Capitolo 1, paragrafo 1.14.

²¹ Si veda il Capitolo 1, paragrafo 1.14.

sovratensioni a onda piena [3]. In ogni caso, affinché si abbia la scarica di ritorno almeno su una catena di isolatori, è necessario che il valore di cresta della corrente di fulmine sia comunque maggiore della corrente critica della linea I_C , la quale a sua volta è funzione della durata del fronte dell'onda t_f ²². Come illustrato in Figura 7.4, per una durata del fronte dell'onda pari a $t_f = 4,46 \mu s$, la corrente critica di una linea aerea 132-150 kV equipaggiata con conduttore ACSR Ø22,8 a tiro pieno, in terreni a resistività medio-alta, è all'incirca pari a $I_C = 75 kA$.

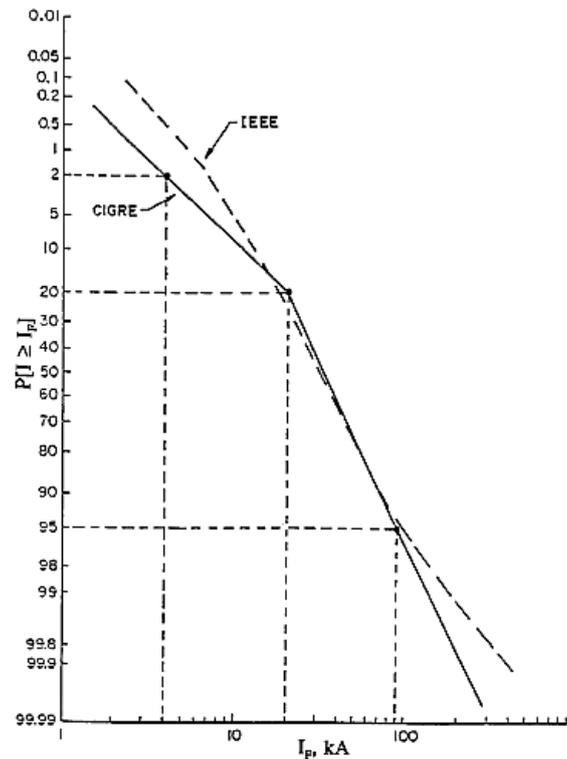


Figura 7.5: Distribuzione cumulativa delle correnti di fulmine. Fulmini negativi discendenti, primo colpo. [6]

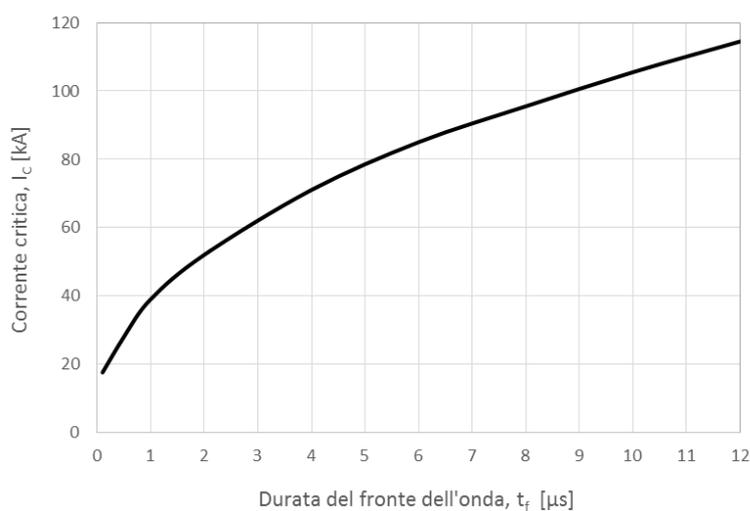


Figura 7.4: Valore minimo della corrente critica in funzione della durata del fronte dell'onda. Linea aerea 132-150 kV con conduttori ACSR Ø22,8 a tiro pieno, terreno di resistività $\rho = 600 \Omega m$.

²² Si veda il Capitolo 4, paragrafo 4.5.

Le campate di linea vengono rappresentate in ATP-EMTP mediante il modello a costanti distribuite dipendenti dalla frequenza di J.R. Marti; per semplicità si fa riferimento alle sole linee con conduttore ACSR Ø22,8 a tiro pieno. In Tabella 7.3 sono riportati i dati nel formato richiesto dalla routine LINE CONSTANTS per il calcolo dei parametri delle campate di linea e della campata tra sostegno capolinea e palo gatto.

Tabella 7.3: Routine LINE CONSTANTS. Campate con conduttori ACSR Ø22,8 a tiro pieno

	Conduttore	Length [km]	R _{in} [cm]	R _{out} [cm]	RESIS [Ω/km]	Horiz [m]	V _{Tower} [m]	V _{Mid} [m]
Campate di linea	Fase 4	0,35	0,42	1,14	0,109	3	20	11,6
	Fase 12	0,35	0,42	1,14	0,109	-2,9	22	13,6
	Fase 8	0,35	0,42	1,14	0,109	-3,5	18	9,6
	Fune di guardia	0,35	0	0,575	1,052	0	27,3	19,9
Campata tra sostegno capolinea e palo gatto	Fase 4	0,35	0,42	1,14	0,109	3,1	17,5	9,1
	Fase 12	0,35	0,42	1,14	0,109	-1,5	19,7	11,3
	Fase 8	0,35	0,42	1,14	0,109	-3,4	16,5	8,1
	Fune di guardia 1	0,35	0	0,575	1,052	0,9	22,9	15,5
	Fune di guardia 2	0,35	0	0,575	1,052	-0,9	22,9	15,5

In Tabella 7.4 sono riportati i parametri richiesti dalla routine JMARTI SETUP, che genera il modello di linea di J.R. Marti²³. La matrice di trasformazione modale viene calcolata ad una frequenza pari a 5 kHz²⁴, come raccomandato in [7].

Tabella 7.4: Parametri del modello di J.R. Marti per le linee aeree

Freq. init. [Hz]	Decadi	Punti per decade	Frequenza di calcolo della matrice [T ₁] [kHz]	Frequenza di rete [Hz]
0,005	8	10	5	50

La pendenza del fronte dell'onda viene naturalmente ridotta dalla dipendenza dalla frequenza delle costanti di linea, e in modo più significativo dall'effetto corona. Il modello di J.R. Marti trascura l'effetto corona; questa approssimazione è accettabile per fulminazioni sul sostegno capolinea, ma non per fulminazioni lontane dalla stazione; occorre considerare, tuttavia, che nelle stazioni unificate Terna la presenza del TVC in arrivo linea contribuisce a ridurre in modo significativo la pendenza del fronte dell'onda²⁵, in particolare per fulminazioni lontane, rendendo di fatto superflua la modellazione dell'effetto corona. In ogni caso, dal punto di vista della tenuta dielettrica delle apparecchiature di stazione è conservativo trascurare l'effetto corona in quanto questo introduce un'attenuazione del valore di cresta delle sovratensioni di origine atmosferica compresa tra il 5% e il 20% [1].

²³ In caso di fulminazione sul sostegno capolinea, per la rappresentazione della campata tra il sostegno capolinea e il palo gatto potrebbe essere utilizzato anche il modello di K.C. Lee. Si veda il Capitolo 1, paragrafo 1.14.

²⁴ Per la modellazione delle linee aeree 132-150 kV unificate Terna può essere indifferentemente utilizzata una qualsiasi frequenza di calcolo della matrice di trasformazione modale, compresa tra 5 kHz e 500 kHz. Si veda il Capitolo 1, paragrafo 1.14.

²⁵ Si veda il Capitolo 5, paragrafo 5.3.1.

Per evitare riflessioni all'estremità lontana della linea, questa viene chiusa su una matrice di terminazione costituita dalle impedenze caratteristiche proprie e mutue dei conduttori della linea; le impedenze caratteristiche vengono calcolate con l'ausilio della routine LINE CONSTANTS alla frequenza naturale della linea da terminare. Per completezza, devono essere incluse nel modello anche le tensioni di fase nell'istante in cui il fulmine colpisce il sostegno, che possono sommarsi o sottrarsi alla tensione indotta sui conduttori di fase. La rete a 132 kV viene rappresentata attraverso generatori ideali di tensione collegati alla matrice di terminazione; non è necessario rappresentare l'impedenza di cortocircuito della rete a monte. Sebbene sia necessario considerare una distribuzione statistica delle tensioni di fase nell'istante della fulminazione, tuttavia è possibile in prima approssimazione fissare la tensione dei generatori al valore massimo della tensione di esercizio²⁶ e variare l'angolo di fase di un intervallo costante pari a 60°, come mostrato in Figura 7.6 [8].

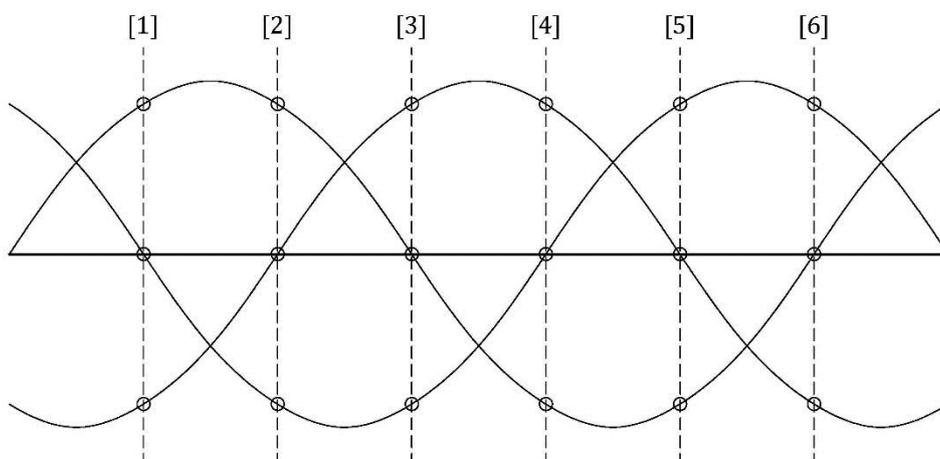


Figura 7.6: Scelta ottimizzata degli angoli di fase delle tensioni di esercizio. [8]

I sostegni di linea e il palo gatto di stazione sono stati rappresentati con il modello MTL di Hara e Yamamoto [9] che, rispetto ad altri modelli analitici, consente di rappresentare anche le mensole e i cimini. I parametri del modello di Hara e Yamamoto per sostegni per sospensione di tipo N e per sostegni di amarro di tipo C sono riportati in Tabella 7.5, mentre i parametri per il palo gatto di stazione sono riportati in Tabella 7.6; si assume una velocità di propagazione delle onde lungo il sostegno pari al 75% della velocità della luce per i sostegni di linea, e pari al 90% della velocità della luce per il palo gatto²⁷.

²⁶ Sul livello di tensione 132 kV la massima tensione di esercizio è pari a $145 \text{ kV} / \sqrt{3} = 84 \text{ kV}$.

²⁷ Si veda il Capitolo 4, paragrafo 4.4.

Tabella 7.5: Parametri dei sostegni di linea per i livelli di tensione 132-150 kV

Tipologia sostegno	Altezza utile [m]	$r_{eq,1}$ [m]	$r_{eq,2}$ [m]	$r_{eq,3}$ [m]	$r_{eq,4}$ [m]	$Z_{T,1}$ [Ω]	$Z_{T,2}$ [Ω]	$Z_{T,3}$ [Ω]	$Z_{T,4}$ [Ω]	$Z_{L,1}$ [Ω]	$Z_{L,2}$ [Ω]
sospensione di tipo N	18	1,03	0,52	0,42	0,2	120	37	47	92	1082	332
amarro di tipo C	18	1,26	0,70	0,63	0,31	102	19	25	98	915	171
Tipologia sostegno	Altezza utile [m]	$Z_{L,3}$ [Ω]	$Z_{L,4}$ [Ω]	$L_{L,1}$ [m]	$L_{L,2}$ [m]	$L_{L,3}$ [m]	$L_{L,4}$ [m]	$Z_{A,1}$ [Ω]	$Z_{A,2}$ [Ω]	$Z_{A,3}$ [Ω]	
sospensione di tipo N	18	421	825	30	3,75	3,6	3,53	305	310	315	
amarro di tipo C	18	229	883	27	3,75	3,8	6,3	298	305	310	

Tabella 7.6: Parametri del palo gatto per i livelli di tensione 132-150 kV

Tipologia sostegno	Altezza utile [m]	$r_{eq,1}$ [m]	$r_{eq,2}$ [m]	$r_{eq,3}$ [m]	$Z_{T,1}$ [Ω]	$Z_{T,2}$ [Ω]	$Z_{T,3}$ [Ω]	$Z_{L,1}$ [Ω]
palo gatto	15	1,01	0,40	0,19	93	68	88	840
Tipologia sostegno	Altezza utile [m]	$Z_{L,2}$ [Ω]	$Z_{L,3}$ [Ω]	$L_{L,1}$ [m]	$L_{L,2}$ [m]	$L_{L,3}$ [m]	$Z_{A,1}$ [Ω]	$Z_{A,2}$ [Ω]
palo gatto	15	610	793	18,75	4,8	3,23	301	339

Le catene di isolatori sono state rappresentate con il leader progression model di Motoyama [10], che consente di simulare l'effettivo comportamento alla scarica dell'isolamento per onde di tensione diverse da quella normalizzata. In particolare, una catena di isolatori sottoposta alla sovratensione prodotta da un fulmine di polarità negativa che colpisce il sostegno, è assimilabile ad uno spinterometro asta-asta dissimetrico sottoposto ad una sovratensione di polarità positiva applicata tra il conduttore di fase e il piano di massa. Di conseguenza, per il modello di Motoyama vengono utilizzati i parametri ricavati per una catena di isolatori di linea sottoposti a un'onda di tensione di polarità positiva applicata tra il conduttore di fase e la mensola, riportati in Tabella 7.7.

Tabella 7.7: Parametri del modello di Motoyama per catene di isolatori di linea, polarità positiva

D [m]	k_1 [kV/m]	k_2 [kV]	k_A [m ² /Vs]	k_B [m ² /Vs]	E_0 [kV/m]
1,15	430	190	2,9	2,9	580

Al contrario, per il modello di Motoyama di una catena di isolatori sottoposta alla sovratensione di polarità negativa che si propaga lungo un conduttore di fase, vengono utilizzati i parametri ricavati per una catena di isolatori di linea sottoposti a un'onda di tensione di polarità negativa applicata tra il conduttore di fase e la mensola, riportati rispettivamente in Tabella 7.8 per gli isolatori di linea e in Tabella 7.9 per le corna spinterometriche dell'armamento di amarro al palo gatto.

Tabella 7.8: Parametri del modello di Motoyama per catene di isolatori di linea, polarità negativa

D [m]	k ₁ [kV/m]	k ₂ [kV]	k _A [m ² /Vs]	k _B [m ² /Vs]	E _o [kV/m]
1,15	490	90	2,5	2,5	640

Tabella 7.9: Parametri del modello di Motoyama per corna spinterometriche, polarità negativa

D [m]	k ₁ [kV/m]	k ₂ [kV]	k _A [m ² /Vs]	k _B [m ² /Vs]	E _o [kV/m]
0,65	490	90	0,2	0,2	640

Si assume una resistività media del terreno pari a 600 Ωm (resistività medio-alta, tipica ad esempio delle zone di montagna), a cui corrisponde per i sostegni di linea l'impiego di dispositivi di messa a terra unificati Terna tipo MT4.

Tabella 7.10: Circuito equivalente e parametri del dispositivo di messa a terra MT4

MT4		$R_o = 3,81326151 \cdot 10^1 \Omega$ $C_o = 2,0 \cdot 10^{-10} \mu F$ $R_1 = -4,61951039 \cdot 10^1 \Omega$ $L_1 = -2,15952382 \cdot 10^{-3} \text{ mH}$ $R_2 = -1,31940807 \cdot 10^1 \Omega$ $L_2 = 2,64046247 \cdot 10^{-3} \text{ mH}$ $G_2 = 1/(3,39469783 \cdot 10^1) \Omega^{-1}$ $C_2 = 1,10442363 \cdot 10^{-3} \mu F$
-----	--	--

In particolare, per il sostegno colpito dal fulmine viene simulata la risposta transitoria del dispersore attraverso il circuito equivalente in Tabella 7.10, mentre i restanti sostegni della linea vengono collegati ad una resistenza di valore costante pari alla resistenza di dispersione a frequenza industriale del dispersore unificato MT4, ovvero 18,3 Ω²⁸. Si trascurano i fenomeni di ionizzazione del terreno dovuti alle correnti di fulmine drenate dai dispersori di terra, operando in questo modo con un criterio di maggior sicurezza. Il palo gatto è collegato invece alla maglia di terra di stazione, che viene rappresentata con una resistenza di valore costante pari a $R_T = 1,37 \Omega$ ²⁹, corrispondente ad una resistività del terreno pari a 600 Ωm. Anche le corde di terra dei MOSA e il neutro dell'ATR sono collegati a resistenze di valore costante pari a $R_T = 1,37 \Omega$, che simulano la maglia di terra di stazione.

²⁸ Si veda il Capitolo 2, paragrafo 2.4.

²⁹ Si veda il Capitolo 2, paragrafo 2.7.

L'ATR 400/135 kV da 250 MVA viene modellato con il circuito equivalente in alta frequenza rappresentato in Figura 7.7. Il primario dell'ATR viene lasciato aperto in quanto non si è interessati alle sovratensioni trasferite dal livello 132 kV al livello 380 kV; in queste condizioni, l'ATR potrebbe essere modellato anche con una semplice capacità equivalente di valore pari a $C_{eq} \cong 5,17 \text{ nF}$, nell'ipotesi di trascurare la corrente di magnetizzazione e gli accoppiamenti capacitivi tra le fasi.

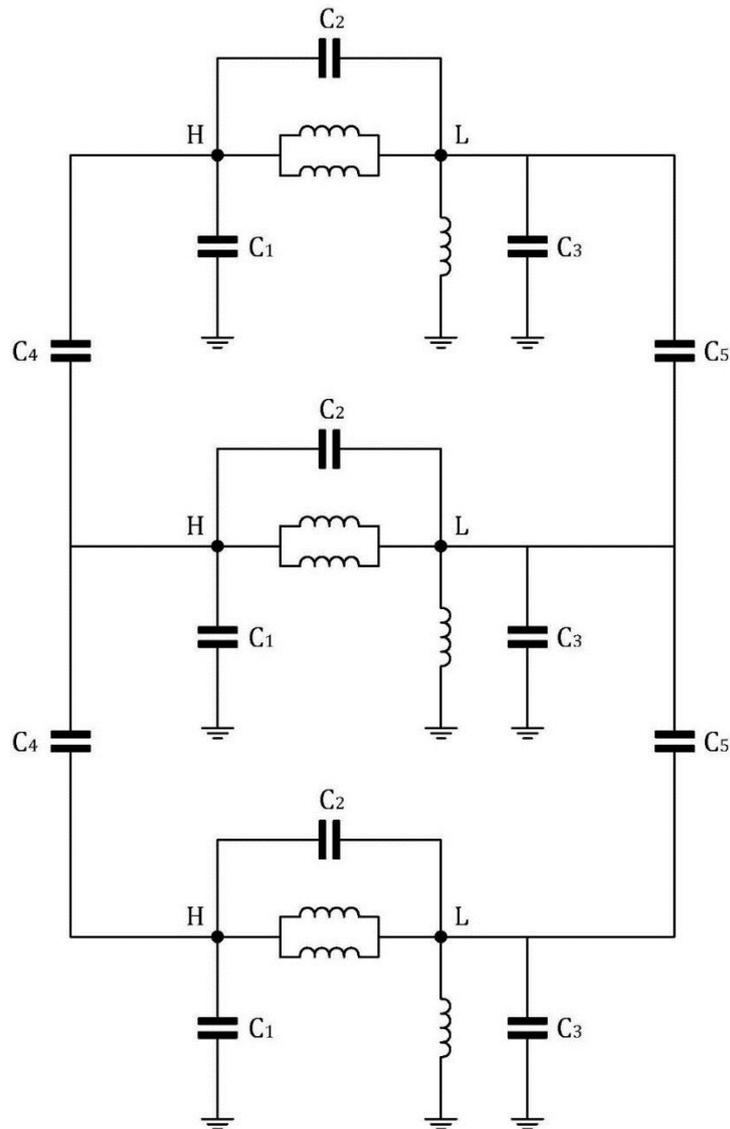


Figura 7.7: Circuito equivalente in alta frequenza di un ATR 400/135 kV - 250 MVA.

La Tabella 7.11 riporta i valori delle capacità del circuito equivalente dell'ATR in Figura 7.7.

Tabella 7.11: Valori delle capacità del circuito equivalente dell'ATR in Figura 7.7

C ₁ [nF]	C ₂ [nF]	C ₃ [nF]	C ₄ [nF]	C ₅ [nF]
3,31	3,26	4,36	0,15	0,15

I MOSA a protezione dell'ATR vengono rappresentati con il modello IEEE [11] mostrato in Figura 7.8, i cui parametri sono riportati nelle Tabelle 7.12 e 7.13³⁰. In serie al modello dello scaricatore è prevista un'ulteriore induttanza di valore pari a 4,5 μH che simula la corda di collegamento all'impianto di terra di stazione.

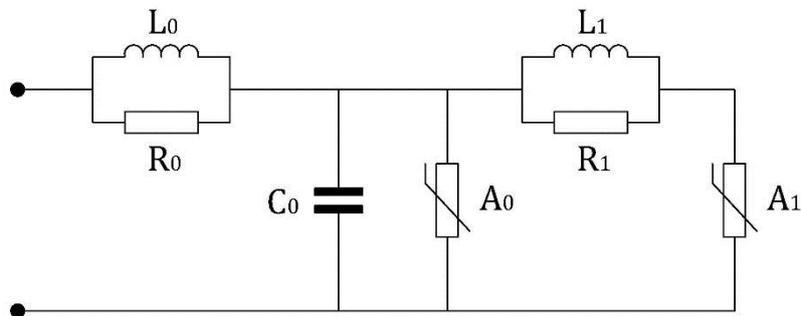


Figura 7.8: Modello IEEE. [11]

Tabella 7.12: Parametri del modello IEEE dei MOSA 145 kV

Livello di tensione [kV]	L_0 [μH]	R_0 [Ω]	L_1 [μH]	R_1 [Ω]	C_0 [pF]
145	0,2	105	15	70	95

Tabella 7.13: Caratteristiche A_0 e A_1 dei MOSA 145 kV

Corrente [kA]	A_0 [kV]	A_1 [kV]
$2 \cdot 10^{-6}$	199	150
0,1	265	200
1	311	234
2	328	248
5	354	267
10	376	283
20	411	310

Le apparecchiature di stazione vengono rappresentate con le loro capacità equivalenti verso terra³¹, riportate in Tabella 7.14.

Tabella 7.14: Capacità equivalenti verso terra delle apparecchiature di stazione

TV [pF]	TA [pF]	Interruttore [pF]	Isolatori portanti [pF]
4000	135	20	15

³⁰ Si veda Capitolo 5, paragrafo 5.2.2.

³¹ Gli interruttori in posizione di chiuso vengono rappresentati con la sola capacità parassita verso terra. Si veda il Capitolo 5 paragrafo 5.4.1.

I sezionatori di linea e di sbarra vengono rappresentati con i circuiti equivalenti in Figura 7.9, i cui parametri sono riportati in Tabella 7.15.

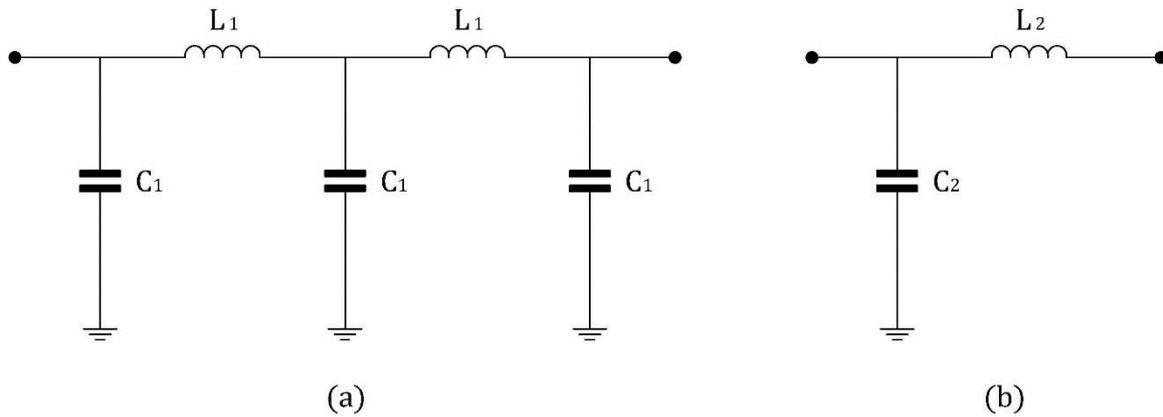


Figura 7.9: Circuiti equivalenti dei sezionatori unificati Terna per i livelli di tensione 145-170 kV. (a) Sezionatore di linea rotativo a doppia interruzione. (b) Sezionatore di sbarra a semi-pantografo.

Tabella 7.15: Parametri dei circuiti equivalenti dei sezionatori di linea e di sbarra in Figura 7.9

Livello di tensione [kV]	L ₁ [μH]	C ₁ [pF]	L ₂ [μH]	C ₂ [pF]
145-170	1,5	15	2,5	30

I collegamenti di stazione in corda e in tubo, data la loro lunghezza, vengono modellati in ATP-EMTP con semplici induttanze se di lunghezza inferiore a 3 metri, e con il modello di linea di Dommel se di lunghezza superiore a 3 metri³².

I passi sbarra liberi sono stati rappresentati in ATP-EMTP con il modello di K.C. Lee, calcolato alla frequenza di 10 kHz³³. La Tabella 7.16 riporta i dati necessari alla routine LINE CONSTANTS per il calcolo dei parametri dei passi sbarra delle stazioni 132-150 kV.

Tabella 7.16: Routine LINE CONSTANTS, passo sbarra stazioni 132-150 kV

Conduttore	Length [km]	R _{in} [cm]	R _{out} [cm]	RESIS [Ω/km]	H _{horiz} [m]	V _{Tower} [m]	V _{Mid} [m]
Fase 4	0,011	4,3	5	0,01589	2,2	7,5	7,5
Fase 12	0,011	4,3	5	0,01589	0	7,5	7,5
Fase 8	0,011	4,3	5	0,01589	-2,2	7,5	7,5

Gli isolatori in porcellana utilizzati come isolatori rompi-tratta per i collegamenti in corda e come colonnini porta sbarre, vengono rappresentati con la loro capacità parassita verso terra³⁴, circa pari a 15 pF.

³² Si veda il Capitolo 5, paragrafo 5.6.

³³ Si veda il Capitolo 1, paragrafo 1.14.

³⁴ Si veda il Capitolo 5, paragrafo 5.4.2.

Con l'ausilio del modello implementato in ATP-EMTP vengono valutate le sovratensioni che si manifestano in differenti punti della stazione e in particolare sui componenti più critici, quali l'interruttore e l'ATR, nonché alle estremità aperte del sistema sbarre e degli stalli (ad esempio sui sezionatori a pantografo in posizione di aperto)³⁵. È possibile, inoltre, valutare il corretto dimensionamento e posizionamento dei MOSA necessari a contenere le sovratensioni entro i limiti accettabili dal livello di isolamento degli ATR. Le sovratensioni simulate vengono confrontate con i valori di LIVW dei componenti di stazione riportati in Tabella 7.17, opportunamente ridotti del 15% per tenere conto dello stato fisico e dell'invecchiamento degli isolamenti non auto-ripristinanti, nonché delle eventuali imprecisioni di calcolo [5].

Tabella 7.17: Tensione di tenuta agli impulsi di origine atmosferica dei componenti di stazione per il livello di tensione 145 kV

Componente	LIVW [kV _{cr}]	0,85 · LIVW [kV _{cr}]
TVC	650	550
TA	750	640
Interruttore	650	550
Sezionatori	650	550
Isolatori di supporto	650	550
ATR	550	470

Occorre valutare, inoltre, le prestazioni energetiche dei MOSA che intervengono a limitare le sovratensioni di origine atmosferica, confrontando i valori calcolati di energia dissipata W e carica trasferita Q , con i valori limite corrispondenti alla classe energetica dello scaricatore, riportati in Tabella 7.18.

Tabella 7.18: Classe energetica dei MOSA unificati Terna per il livello di tensione 145 kV

Livello di tensione [kV]	W_{lim} [kJ]	Q_{lim} [C]
145	819	1,6

³⁵ Dal punto di vista della gravosità delle sovratensioni che si manifestano in stazione, occorre distinguere tra apparecchiature di entrata linea, apparecchiature di sbarra e apparecchiature del montante trasformatore. Le apparecchiature di entrata linea sono installate in una zona della stazione dove una scarica comporta solo la perdita di una linea, ma sono esposte a sovratensioni di valore più elevato. Le apparecchiature di sbarra sono installate in una zona della stazione dove una scarica comporta la perdita del sistema sbarre, ma sono esposte a sovratensioni meno severe. Le apparecchiature del montante trasformatore sono installate in una zona della stazione dove una scarica comporta la perdita di un montante trasformatore, perdita di severità assimilabile alla perdita di una linea, ma sono esposte a sovratensioni meno severe. L'interruttore di linea separa le due zone con differente severità delle sovratensioni e delle conseguenze di un guasto.

7.2.1 Sovratensioni in stazione con tutti gli stalli linea e trasformatore in servizio

La Tabella 7.19 riporta i valori massimi delle sovratensioni per difetto di schermatura che sollecitano i componenti di stazione, con tutte le linee e i trasformatori in servizio chiusi sul sistema di sbarre B, sia in caso di fulminazione sul sostegno capolinea che in caso di fulminazione su un sostegno a circa 2 km dalla stazione (6 campate di linea). Le sovratensioni che eccedono i valori di LIWV delle apparecchiature sono evidenziate in grassetto in tabella.

Tabella 7.19: Valori massimi delle sovratensioni atmosferiche per difetto di schermatura, tutte le linee e i trasformatori in servizio

Punto di incidenza della fulminazione	Valore di cresta della corrente di fulmine [kA _{cr}]	Stallo	Punto di misura	Valore di cresta della sovratensione [kV _{cr}]
Sostegno capolinea	8,8	Linea	TVC	711
			Sezionatore di linea	692
			TA	677
			Interruttore	645
			Sezionatore sbarra A	631
			Sezionatore sbarra B	629
		Sbarre collettrici	TVC	682
			Estremità sbarre lato ATR	336
		Trasformatore 1	Sezionatore sbarra A	333
			Sezionatore sbarra B	333
			Interruttore	328
			TA	321
			ATR	288
		Trasformatore 2	Sezionatore sbarra A	362
			Sezionatore sbarra B	362
			Interruttore	354
			TA	345
			ATR	296
Sostegno a 2 km	3,5	Linea	TVC	321
			Sezionatore di linea	316
			TA	312
			Interruttore	305
			Sezionatore sbarra A	302
			Sezionatore sbarra B	303
		Sbarre collettrici	TVC	316
			Estremità sbarre lato ATR	245

Sostegno a 2 km	3,5	Trasformatore 1	Sezionatore sbarra A	244
			Sezionatore sbarra B	244
			Interruttore	243
			TA	241
			ATR	236
		Trasformatore 2	Sezionatore sbarra A	246
			Sezionatore sbarra B	245
			Interruttore	244
			TA	243
			ATR	239

La Tabella 7.20 riporta i valori massimi delle sovratensioni per scarica di ritorno che sollecitano i componenti di stazione, con tutte le linee e i trasformatori in servizio chiusi sul sistema di sbarre B, sia in caso di fulminazione sul sostegno capolinea che in caso di fulminazione su un sostegno a circa 2 km dalla stazione (6 campate di linea).

Tabella 7.20: Valori massimi delle sovratensioni atmosferiche per scarica di ritorno, tutte le linee e i trasformatori in servizio

Punto di incidenza della fulminazione	Valore di cresta della corrente di fulmine [kA _{cr}]	Fase sulla quale le sovratensioni sono massime	Stallo	Punto di misura	Valore di cresta della sovratensione [kV _{cr}]
Sostegno capolinea	130	4	Linea	TVC	550
				Sezionatore di linea	543
				TA	537
				Interruttore	514
				Sezionatore sbarra A	483
				Sezionatore sbarra B	470
			Sbarre collettrici	TVC	490
				Estremità sbarre lato ATR	309
			Trasformatore 1	Sezionatore sbarra A	307
				Sezionatore sbarra B	306
				Interruttore	300
				TA	297
				ATR	283
			Trasformatore 2	Sezionatore sbarra A	330
				Sezionatore sbarra B	326
				Interruttore	321
				TA	316
ATR	291				

Sostegno a 2 km	130	8	Linea	TVC	489
				Sezionatore di linea	468
				TA	452
				Interruttore	451
				Sezionatore sbarra A	458
				Sezionatore sbarra B	467
			Sbarre collettrici	TVC	535
				Estremità sbarre lato ATR	325
			Trasformatore 1	Sezionatore sbarra A	325
				Sezionatore sbarra B	324
				Interruttore	323
				TA	322
				ATR	316
			Trasformatore 2	Sezionatore sbarra A	294
				Sezionatore sbarra B	293
				Interruttore	288
				TA	285
ATR	294				

La Tabella 7.21 riporta i valori massimi dell'energia dissipata e della carica drenata dai MOSA a protezione degli ATR, con tutte le linee e i trasformatori in servizio chiusi sul sistema di sbarre B.

Tabella 7.21: Valori massimi dell'energia dissipata e della carica drenata dai MOSA, tutte le linee e i trasformatori in servizio

Guasto in linea	Punto di incidenza della fulminazione	Valore di cresta corrente di fulmine [kA _{cr}]	Stallo	W [kJ]	Q [C]
Difetto di schermatura	Sostegno capolinea	8,8	Trasformatore 1	71	0,24
			Trasformatore 2	73	0,25
	Sostegno a 2 km	3,5	Trasformatore 1	13	0,04
			Trasformatore 2	13	0,04
Scarica di ritorno	Sostegno capolinea	130	Trasformatore 1	46	0,16
			Trasformatore 2	46	0,16
	Sostegno a 2 km	130	Trasformatore 1	38	0,13
			Trasformatore 2	38	0,13

Si osserva che l'energia associata alle sovratensioni in ingresso alla stazione si ripartisce equamente tra gli scaricatori dei due stalli macchina. L'ampio margine tra il valore limite di energia associato alla classe energetica dello scaricatore, pari a $W_{lim} = 819 \text{ kJ}$, e i valori di energia calcolati, assicura il corretto funzionamento dei MOSA anche in presenza di colpi di fulmine immediatamente successivi al primo, senza rischi di deriva termica dello scaricatore.

La Figura 7.10 riporta l'andamento delle sovratensioni in arrivo linea e in corrispondenza degli ATR, con tutte le linee e i trasformatori in servizio chiusi sul sistema di sbarre B, a seguito della fulminazione diretta del conduttore più esterno del sostegno capolinea.

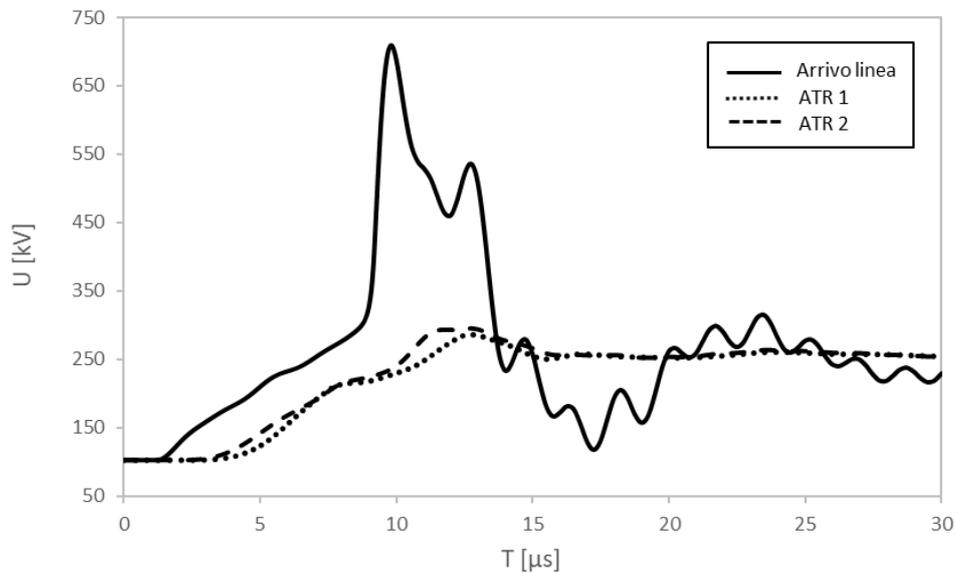


Figura 7.10: Sovratensioni in stazione per fulminazione diretta del conduttore più esterno del sostegno capolinea, tutte le linee e i trasformatori in servizio.

La Figura 7.11 riporta l'andamento delle sovratensioni in arrivo linea e in corrispondenza degli ATR, con tutte le linee e i trasformatori in servizio chiusi sul sistema di sbarre B, a seguito della fulminazione diretta del conduttore più esterno di un sostegno a circa 2 km dalla stazione.

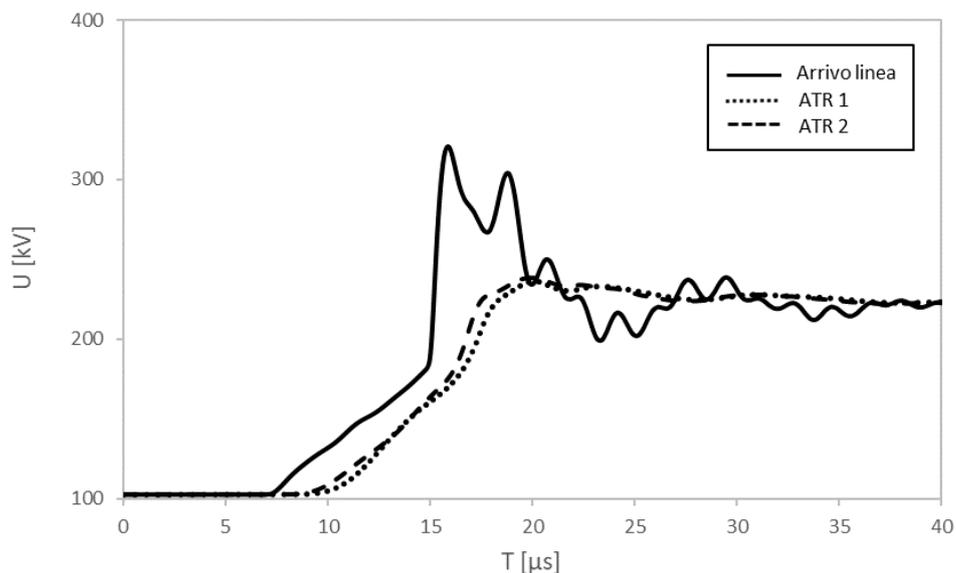


Figura 7.11: Sovratensioni in stazione per fulminazione diretta del conduttore più esterno di un sostegno a 2 km dalla stazione, tutte le linee e i trasformatori in servizio.

La Figura 7.12 riporta l'andamento delle sovratensioni in arrivo linea e in corrispondenza degli ATR, con tutte le linee e i trasformatori in servizio chiusi sul sistema di sbarre B, a seguito di una scarica di ritorno sul sostegno capolinea.

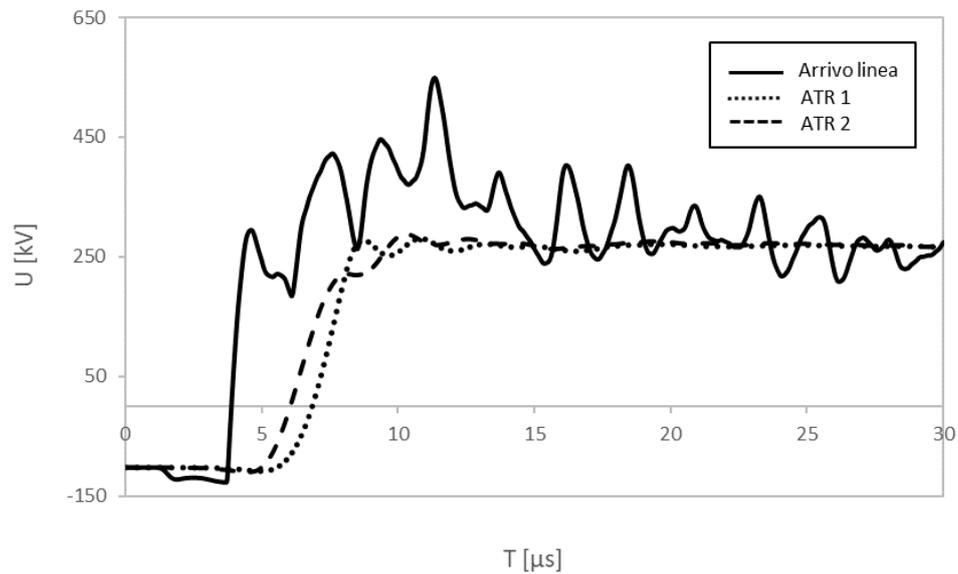


Figura 7.12: Sovratensioni in stazione per scarica di ritorno sul sostegno capolinea, tutte le linee e i trasformatori in servizio.

La Figura 7.13 riporta l'andamento delle sovratensioni in arrivo linea e in corrispondenza degli ATR, con tutte le linee e i trasformatori in servizio chiusi sul sistema di sbarre B, a seguito di una scarica di ritorno su un sostegno a circa 2 km dalla stazione.

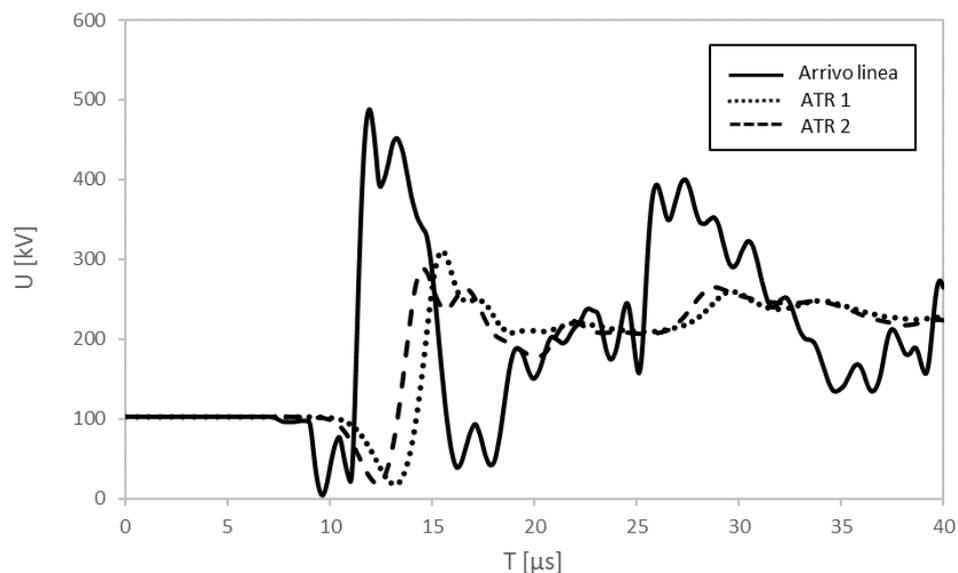


Figura 7.13: Sovratensioni in stazione per scarica di ritorno su un sostegno a 2 km dalla stazione, tutte le linee e i trasformatori in servizio.

Mentre le sovratensioni per difetto di schermatura sono legate all'andamento della corrente di fulmine dall'impedenza d'onda del conduttore di fase, le sovratensioni per scarica di ritorno presentano, nel punto di guasto, una ripidità del fronte molto elevata e sostanzialmente indipendente dalla durata del fronte della corrente di fulmine. Si osserva, tuttavia, che le sovratensioni all'arrivo linea per scarica di ritorno sul sostegno capolinea raggiungono il valore di cresta in un tempo maggiore, che è dello stesso ordine di grandezza di quello delle sovratensioni per difetto di schermatura, come mostrato in Figura 7.12.

La condizione più critica per le apparecchiature di stazione è costituita dalla fulminazione diretta del conduttore più esterno del sostegno capolinea senza cedimento dell'isolamento, che determina sovratensioni in stazione in grado di eccedere i livelli di tenuta dei TVC di linea, dei sezionatori di linea e dei TVC di sbarra. Occorre considerare, tuttavia, che le sovratensioni riportate in Tabella 7.19 sono riferite a correnti di fulmine con valori di cresta inferiori a 10 kA; come mostrato in Figura 7.5, la probabilità che il primo colpo di un fulmine discendente di polarità negativa abbia un valore di cresta della corrente maggiore di 10 kA è all'incirca del 90%, di conseguenza la probabilità di un difetto di schermatura sul sostegno capolinea è molto bassa. Anche la fulminazione diretta del sostegno capolinea appare assai improbabile, data la vicinanza dello stesso alla stazione.

Per quanto riguarda le sovratensioni in corrispondenza degli ATR, si osserva che le sovratensioni sull'ATR2 (più vicino alla linea 6), sono sempre maggiori delle sovratensioni sull'ATR1 (più lontano dalla linea 6), ad eccezione del caso di scarica di ritorno su un sostegno a 2 km dalla stazione che, pur non risultando critica per la tenuta della macchina, tuttavia determina sollecitazioni sull'ATR1 leggermente maggiori di quelle che si hanno sull'ATR2. Questo comportamento è dovuto ai fenomeni di riflessione delle onde viaggianti, che determinano un incremento della tensione all'estremità aperta del sistema sbarre, in particolare per le sovratensioni a fronte molto ripido prodotte dalla scarica di ritorno su sostegni lontani dalla stazione, come illustrato in Figura 7.13.

In conclusione, le stazioni elettriche 132-150 kV nella normale configurazione di esercizio risultano adeguatamente protette dalle sovratensioni di origine atmosferica in arrivo dalle linee aeree. Qualora si voglia garantire la protezione di tutte le apparecchiature dello stallo linea e dei TVC di sbarra anche in caso di difetto di schermatura sul sostegno capolinea, si può pensare di utilizzare MOSA in arrivo linea in luogo degli spinterometri, come illustrato al paragrafo 7.2.3.

7.2.2 Sovratensioni in stazione con due stalli linea e un solo stallo trasformatore in servizio

La Tabella 7.22 riporta i valori massimi delle sovratensioni per difetto di schermatura che sollecitano i componenti di stazione, con due stalli linea e un solo stallo trasformatore in servizio chiusi sul sistema di sbarre B, sia in caso di fulminazione sul sostegno capolinea che in caso di fulminazione su un sostegno a circa 2 km dalla stazione (6 campate di linea). Le sovratensioni che eccedono i valori di LIWV delle apparecchiature sono evidenziate in grassetto in tabella.

Tabella 7.22: Valori massimi delle sovratensioni atmosferiche per difetto di schermatura, due stalli linea e un solo stallo trasformatore in servizio

Punto di incidenza della fulminazione	Valore di cresta della corrente di fulmine [kA _{cr}]	Stallo	Punto di misura	Valore di cresta della sovratensione [kV _{cr}]
Sostegno capolinea	9,6	Linea	TVC	1092
			Sezionatore di linea	1075
			TA	1058
			Interruttore	1020
			Sezionatore sbarra A	1006
			Sezionatore sbarra B	1032
		Sbarre collettrici	TVC	1095
			Estremità sbarre lato ATR	505
		Trasformatore	Sezionatore sbarra A	498
			Sezionatore sbarra B	497
			Interruttore	480
			TA	462
			ATR	360
Sostegno a 2 km	4,1	Linea	TVC	515
			Sezionatore di linea	510
			TA	504
			Interruttore	489
			Sezionatore sbarra A	472
			Sezionatore sbarra B	474
		Sbarre collettrici	TVC	489
			Estremità sbarre lato ATR	335
		Trasformatore	Sezionatore sbarra A	333
			Sezionatore sbarra B	333
			Interruttore	328
			TA	322
			ATR	288

La Tabella 7.23 riporta i valori massimi delle sovratensioni per scarica di ritorno che sollecitano i componenti di stazione, con due stalli linea e un solo stallo trasformatore in servizio chiusi sul sistema di sbarre B, sia in caso di fulminazione sul sostegno capolinea che in caso di fulminazione su un sostegno a circa 2 km dalla stazione stessa (6 campate di linea). Le sovratensioni che eccedono i valori di LIWV delle apparecchiature sono evidenziate in grassetto in tabella.

Tabella 7.23: Valori massimi delle sovratensioni atmosferiche per scarica di ritorno, due stalli linea e un solo stallo trasformatore in servizio

Punto di incidenza della fulminazione	Valore di cresta della corrente di fulmine [kA _{cr}]	Fase sulla quale le sovratensioni sono massime	Stallo	Punto di misura	Valore di cresta della sovratensione [kV _{cr}]
Sostegno capolinea	130	8	Linea	TVC	878
				Sezionatore di linea	860
				TA	845
				Interruttore	798
				Sezionatore sbarra A	775
				Sezionatore sbarra B	789
			Sbarre collettrici	TVC	870
				Estremità sbarre lato ATR	416
			Trasformatore	Sezionatore sbarra A	415
				Sezionatore sbarra B	411
				Interruttore	393
				TA	387
				ATR	330
			Sostegno a 2 km	130	4
Sezionatore di linea	848				
TA	834				
Interruttore	798				
Sezionatore sbarra A	755				
Sezionatore sbarra B	746				
Sbarre collettrici	TVC	785			
	Estremità sbarre lato ATR	458			
Trasformatore	Sezionatore sbarra A	457			
	Sezionatore sbarra B	454			
	Interruttore	446			
	TA	445			
	ATR	437			

La Tabella 7.24 riporta i valori massimi dell'energia dissipata e della carica drenata dai MOSA a protezione dell'ATR, con due stalli linea e un solo stallo trasformatore in servizio chiusi sul sistema di sbarre B.

Tabella 7.24: Valori massimi dell'energia dissipata e della carica drenata dai MOSA, due stalli linea e un solo stallo trasformatore in servizio

Guasto in linea	Punto di incidenza della fulminazione	Valore di cresta corrente di fulmine [kA _{cr}]	W [kJ]	Q [C]
Difetto di schermatura	Sostegno capolinea	9,6	180	0,62
	Sostegno a 2 km	4,1	55	0,19
Scarica di ritorno	Sostegno capolinea	130	77	0,26
	Sostegno a 2 km	130	101	0,35

Si osserva che l'energia dissipata dai MOSA a protezione degli ATR con due stalli linea e un solo stallo trasformatore in servizio, risulta in generale maggiore di quella dissipata con tutti gli stalli linea e trasformatore in servizio. Tuttavia, l'ampio margine tra il valore limite di energia associato alla classe energetica dello scaricatore, pari a $W_{lim} = 819 \text{ kJ}$, e i valori di energia calcolati, assicura il corretto funzionamento dei MOSA anche in presenza di colpi di fulmine immediatamente successivi al primo, senza rischi di deriva termica dello scaricatore.

La Figura 7.14 riporta l'andamento delle sovratensioni in arrivo linea e in corrispondenza dell'ATR, con due stalli linea e un solo stallo trasformatore in servizio chiusi sul sistema di sbarre B, a seguito della fulminazione diretta del conduttore più esterno del sostegno capolinea.

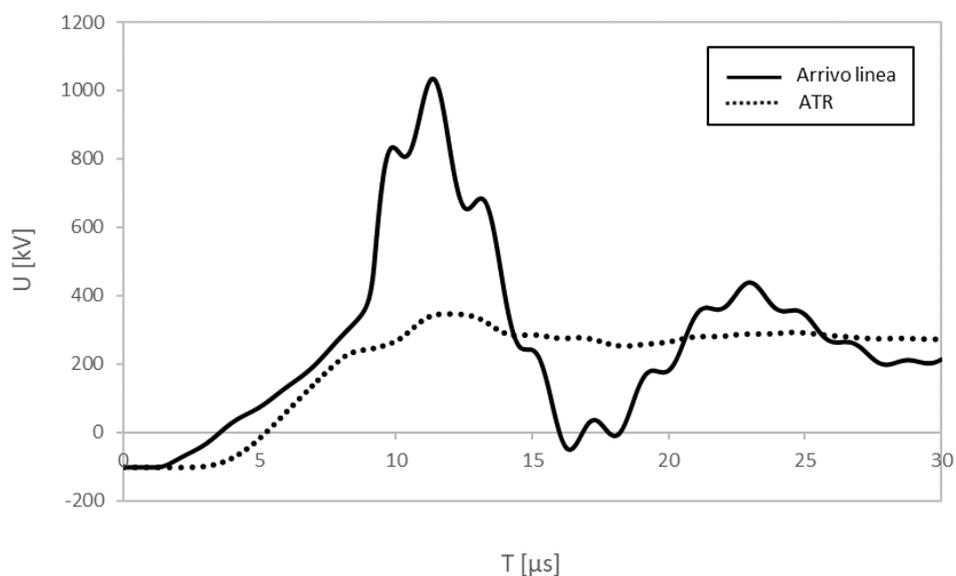


Figura 7.14: Sovratensioni in stazione per fulminazione diretta del conduttore più esterno del sostegno capolinea, due stalli linea e un solo stallo trasformatore in servizio.

La Figura 7.15 riporta l'andamento delle sovratensioni in arrivo linea e in corrispondenza dell'ATR, con due stalli linea e un solo stallo trasformatore in servizio chiusi sul sistema di sbarre B, a seguito della fulminazione diretta del conduttore più esterno di un sostegno a circa 2 km dalla stazione.

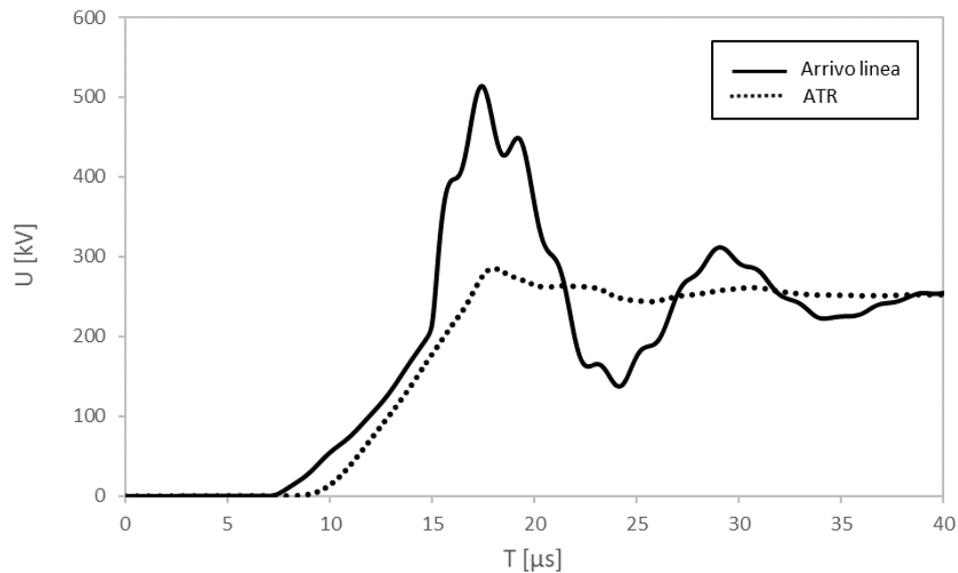


Figura 7.15: Sovratensioni in stazione per fulminazione diretta del conduttore più esterno di un sostegno a 2 km dalla stazione, due stalli linea e un solo stallo trasformatore in servizio.

La Figura 7.16 riporta l'andamento delle sovratensioni in arrivo linea e in corrispondenza dell'ATR, con due stalli linea e un solo stallo trasformatore in servizio chiusi sul sistema di sbarre B, a seguito di una scarica di ritorno sul sostegno capolinea.

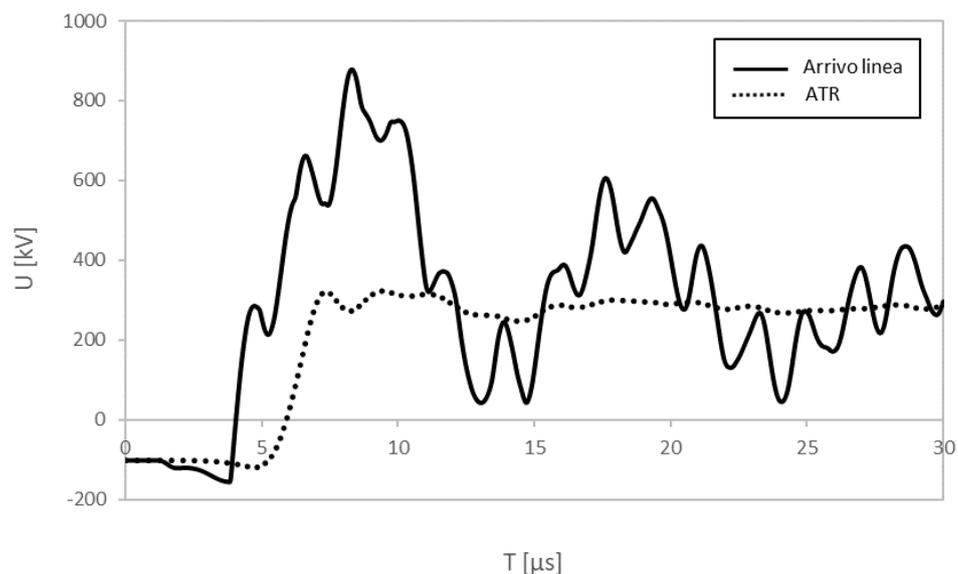


Figura 7.16: Sovratensioni in stazione per scarica di ritorno sul sostegno capolinea, due stalli linea e un solo stallo trasformatore in servizio.

La Figura 7.17 riporta l'andamento delle sovratensioni in arrivo linea e in corrispondenza dell'ATR, con due stalli linea e un solo stallo trasformatore in servizio chiusi sul sistema di sbarre B, a seguito di una scarica di ritorno su un sostegno a circa 2 km dalla stazione.

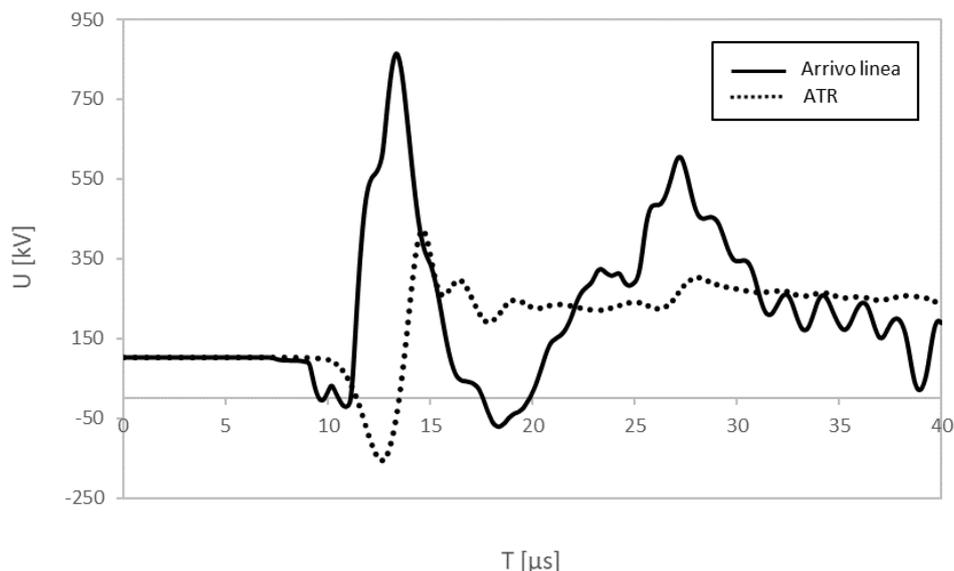


Figura 7.17: Sovratensioni in stazione per scarica di ritorno su un sostegno a 2 km dalla stazione, due stalli linea e un solo stallo trasformatore in servizio.

Si osserva che la configurazione con due stalli linea e un solo stallo trasformatore in servizio presenta le sovratensioni maggiori in stazione, e la tenuta delle apparecchiature dello stallo linea e dei TVC di sbarra non è quasi mai garantita, né per fulminazione diretta dei conduttori di fase, né per fulminazione diretta dei sostegni della linea. Infatti, le apparecchiature dello stallo linea sono maggiormente esposte alle sovratensioni, godendo solo in parte dell'effetto protettivo dei MOSA installati nello stallo macchina; al contrario, i componenti dello stallo trasformatore sono sempre sottoposti a sovratensioni ampiamente inferiori al loro livello di tenuta, grazie all'effetto protettivo dei MOSA. Occorre considerare, tuttavia, che la configurazione di esercizio con due stalli linea e un solo stallo trasformatore in servizio è poco probabile, per cui in queste condizioni si può accettare un maggiore rischio di scarica per le apparecchiature dello stallo linea. Qualora si voglia comunque garantire la protezione delle apparecchiature dello stallo linea e dei TVC di sbarra, si può pensare di utilizzare MOSA in arrivo linea in luogo degli spinterometri, come illustrato al paragrafo 7.2.3.

Per quanto riguarda le sovratensioni in corrispondenza dell'ATR, si osserva che le sovratensioni per scarica di ritorno su un sostegno a 2 km dalla stazione, pur non risultando critiche per la tenuta della macchina, tuttavia risultano maggiori di quelle che si hanno per scarica di ritorno sul sostegno capolinea. Questo comportamento è dovuto ai fenomeni di riflessione delle onde viaggianti, che determinano un incremento della tensione all'estremità aperta del sistema sbarre, in particolare per le sovratensioni a fronte molto ripido prodotte dalla scarica di ritorno su sostegni lontani dalla stazione, come illustrato in Figura 7.17.

7.2.3 Sovratensioni in stazione con MOSA in arrivo linea

Nella configurazione di stazione che prevede due stalli linea e un solo stallo trasformatore in servizio, la tenuta delle apparecchiature dello stallo linea e dei TVC di sbarra non è quasi mai garantita; in questo caso, è possibile installare MOSA in arrivo linea in luogo degli spinterometri, come illustrato in Figura 7.1-b.

La Tabella 7.25 riporta i valori massimi delle sovratensioni per difetto di schermatura che sollecitano i componenti di stazione, con due stalli linea e un solo stallo trasformatore in servizio chiusi sul sistema di sbarre B, in caso di fulminazione sul sostegno capolinea e con MOSA in arrivo linea. Sui restanti stalli linea si ipotizza in via conservativa che siano installate corna spinterometriche. Con i MOSA in arrivo linea le sovratensioni sono ampiamente al disotto dei livelli di tenuta a impulso atmosferico dei componenti di stazione; inoltre, sono garantiti adeguati margini di sicurezza per tenere conto dello stato fisico e dell'invecchiamento degli isolamenti non auto-ripristinanti.

Tabella 7.25: Valori massimi delle sovratensioni atmosferiche per difetto di schermatura, due stalli linea e un solo stallo trasformatore in servizio, con MOSA in arrivo linea

Punto di incidenza della fulminazione	Valore di cresta della corrente di fulmine [kA _{cr}]	Stallo	Punto di misura	Valore di cresta della sovratensione [kV _{cr}]
Sostegno capolinea	9,6	Linea	TVC	421
			Sezionatore di linea	415
			TA	410
			Interruttore	388
			Sezionatore sbarra A	365
			Sezionatore sbarra B	376
		Sbarre collettrici	TVC	404
			Estremità sbarre lato ATR	285
		Trasformatore	Sezionatore sbarra A	286
			Sezionatore sbarra B	285
			Interruttore	282
			TA	280
			ATR	262

La Tabella 7.26 riporta i valori massimi delle sovratensioni per scarica di ritorno che sollecitano i componenti di stazione, con due stalli linea e un solo stallo trasformatore in servizio chiusi sul sistema di sbarre B, sia in caso di fulminazione sul sostegno capolinea che in caso di fulminazione su un sostegno a circa 2 km dalla stazione stessa (6 campate di linea), con MOSA in arrivo linea. Sui restanti stalli linea si ipotizza in via conservativa che siano installate corna spinterometriche. Anche in questo caso le sovratensioni sono ampiamente al disotto dei livelli di tenuta dei componenti di stazione.

Tabella 7.26: Valori massimi delle sovratensioni atmosferiche per scarica di ritorno, due stalli linea e un solo stallo trasformatore in servizio, con MOSA in arrivo linea

Punto di incidenza della fulminazione	Valore di cresta della corrente di fulmine [kA _{cr}]	Fase sulla quale le sovratensioni sono massime	Stallo	Punto di misura	Valore di cresta della sovratensione [kV _{cr}]			
Sostegno capolinea	130	8	Linea	TVC	359			
				Sezionatore di linea	355			
				TA	351			
				Interruttore	349			
				Sezionatore sbarra A	357			
				Sezionatore sbarra B	378			
			Sbarre collettrici	TVC	460			
				Estremità sbarre lato ATR	296			
			Trasformatore	Sezionatore sbarra A	301			
				Sezionatore sbarra B	296			
				Interruttore	283			
				TA	285			
				ATR	292			
			Sostegno a 2 km	130	4	Linea	TVC	355
							Sezionatore di linea	356
TA	357							
Interruttore	358							
Sezionatore sbarra A	372							
Sezionatore sbarra B	401							
Sbarre collettrici	TVC	452						
	Estremità sbarre lato ATR	286						
Trasformatore	Sezionatore sbarra A	286						
	Sezionatore sbarra B	285						
	Interruttore	282						
	TA	284						
	ATR	290						

La Tabella 7.27 riporta l'energia dissipata e la carica drenata dai MOSA. Si osserva che in presenza di sovratensioni per scarica di ritorno non si ha un perfetto coordinamento tra i MOSA in stazione, in quanto il MOSA in arrivo linea dissipa una quantità di energia maggiore rispetto al MOSA a protezione dell'ATR.

Tabella 7.27: Valori massimi dell'energia dissipata e della carica drenata dai MOSA, due stalli linea e un solo stallo trasformatore in servizio

Guasto in linea	Punto di incidenza della fulminazione	Valore di cresta corrente di fulmine [kA _{cr}]	Stallo	W [kJ]	Q [C]
Difetto di schermatura	Sostegno capolinea	9,6	Linea	95	0,33
			Trasformatore	80	0,27
Scarica di ritorno	Sostegno capolinea	130	Linea	66	0,23
			Trasformatore	38	0,13
	Sostegno a 2 km	130	Linea	61	0,21
			Trasformatore	49	0,17

La Figura 7.18 riporta l'andamento delle sovratensioni in arrivo linea e in corrispondenza dell'ATR, con due stalli linea e un solo stallo trasformatore in servizio chiusi sul sistema di sbarre B, a seguito della fulminazione diretta del conduttore più esterno del sostegno capolinea e con MOSA in arrivo linea.

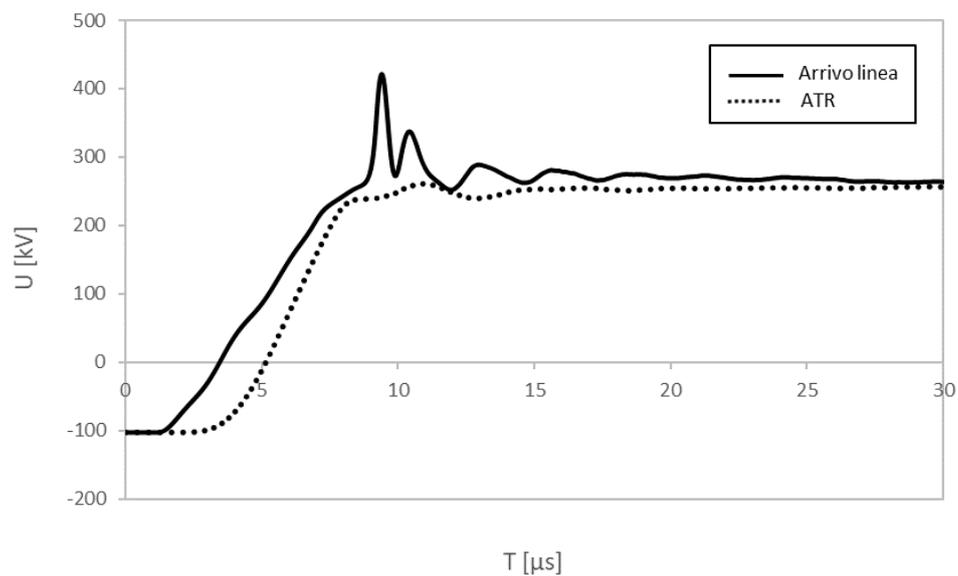


Figura 7.18: Sovratensioni in stazione per fulminazione diretta del conduttore più esterno del sostegno capolinea, due stalli linea e un solo stallo trasformatore in servizio, con MOSA in arrivo linea.

La Figura 7.19 riporta l'andamento delle sovratensioni in arrivo linea e in corrispondenza degli ATR, con tutte le linee e i trasformatori in servizio chiusi sul sistema di sbarre B, a seguito di una scarica di ritorno sul sostegno capolinea e con MOSA in arrivo linea.

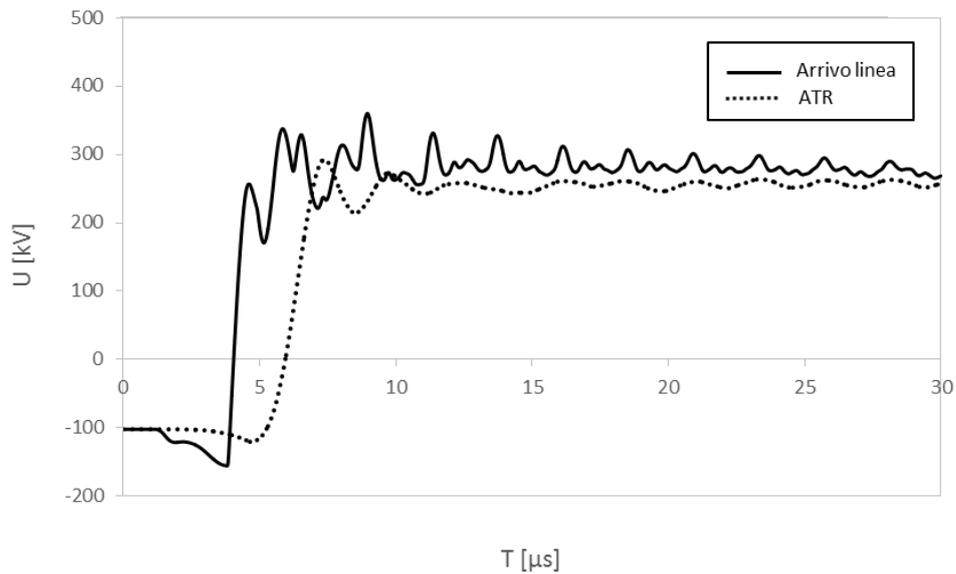


Figura 7.19: Sovratensioni in stazione per scarica di ritorno sul sostegno capolinea, due stalli linea e un solo stallo trasformatore in servizio, con MOSA in arrivo linea.

La Figura 7.20 riporta l'andamento delle sovratensioni in arrivo linea e in corrispondenza degli ATR, con tutte le linee e i trasformatori in servizio chiusi sul sistema di sbarre B, a seguito di una scarica di ritorno su un sostegno a circa 2 km dalla stazione e con MOSA in arrivo linea.

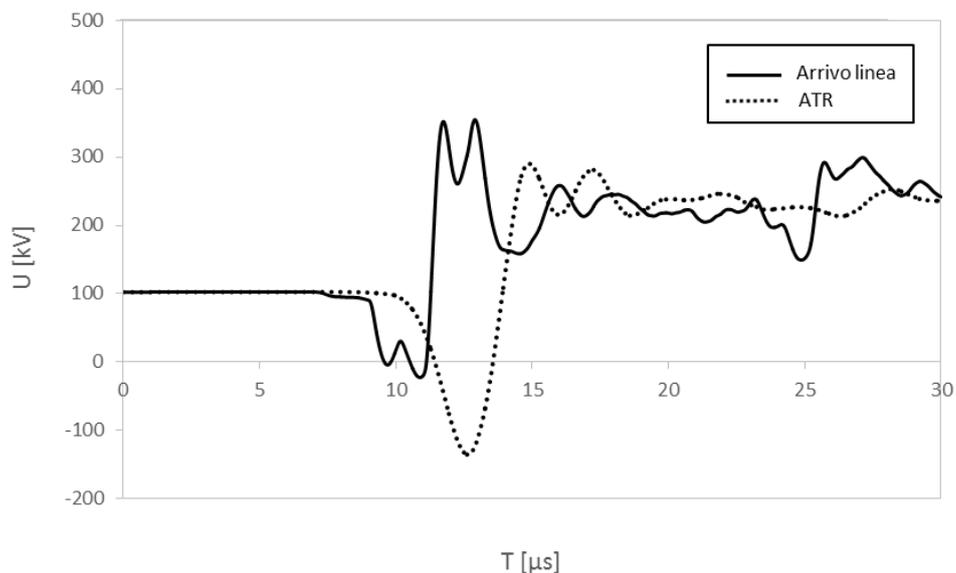


Figura 7.20: Sovratensioni in stazione per scarica di ritorno su un sostegno a 2 km dalla stazione, due stalli linea e un solo stallo trasformatore in servizio, con MOSA in arrivo linea.

7.3 Bibliografia

- [1] A.R. Hileman, *Insulation coordination for power systems*, Taylor & Francis Inc, 1999.
- [2] CESI, *Coordinamento dell'isolamento nei sistemi elettrici di trasmissione, Volume 4: Applicazioni a linee e stazioni AT dell'ENEL*, 1993.
- [3] ENEL Direzione Studi e Ricerche, *Corso di aggiornamento sulla tecnica delle alte tensioni, Fascicolo VI: Il coordinamento degli isolamenti negli impianti A.T.*, Bressanone, 7-12 settembre 1970.
- [4] Terna, *Progetto unificato stazioni, Layout stazione di trasformazione 380/150-132 kV con 2 ATR, Planimetria e schema unifilare EG13-0009 ING-SVT-IOC*.
- [5] CEI EN 60071-2, *Insulation co-ordination - Part 2: Application guide*, 2018.
- [6] CIGRE Working Group 33.01, *Guide to procedures for estimating the lightning performance of transmission lines*, Technical Brochure No. 63, October 1991.
- [7] H.W. Dommel, *Electro-Magnetic Transient Program (EMTP) Theory Book*, Bonneville Power Administration, 1986.
- [8] CIGRE Working group C4.23, *Procedures for estimating the lightning performance of transmission lines – New aspects*, Technical Brochure No. 839, June 2021.
- [9] T. Hara, and O. Yamamoto, *Modelling of a transmission tower for lightning-surge analysis*, *IEE Proc. Gener. Transm. Distrib.*, 143, 283-289, 1996.
- [10] H. Motoyama, *Experimental study and analysis of breakdown characteristics of long air gaps with short tail lightning impulse*, *IEEE Transactions on Power Delivery*, Volume: 11, Issue: 2, 972-979, April 1996.
- [11] IEEE Working Group on Surge Arrester Modeling, *Modeling of metal oxide surge arresters*, *IEEE Transactions on Power Delivery*, Volume: 7, Issue: 1, 301-309, January 1992.

Conclusioni

Nel presente lavoro di tesi sono stati definiti nuovi modelli in grado di rappresentare tutti i componenti delle linee elettriche aeree e delle stazioni della rete di sub-trasmissione italiana a 132-150 kV, in un intervallo di frequenze compreso tra 20 kHz e 1 MHz, rappresentativo per lo studio delle sovratensioni di origine atmosferica. I modelli sono stati validati con i dati contenuti nelle specifiche tecniche e nei rapporti di collaudo, oppure utilizzando dati di letteratura selezionati sulla base delle caratteristiche costruttive e tecnologiche dei componenti e delle apparecchiature unificate Terna.

Sebbene i nuovi modelli siano stati direttamente implementati nel software ATP-EMTP, tuttavia, con minime modifiche, è possibile implementare gli stessi modelli anche all'interno di altri software per la simulazione digitale dei transitori elettromagnetici nei sistemi elettrici di potenza. Allo stesso modo, è possibile estendere i criteri di modellazione definiti nel presente lavoro di tesi, anche alla rappresentazione in alta frequenza dei componenti di reti di sub-trasmissione con caratteristiche differenti da quella italiana.

In particolare, i nuovi modelli sono in grado di rappresentare correttamente:

- la dipendenza dalla frequenza dei parametri delle linee elettriche aeree a singola terna;
- le fulminazioni dirette dei conduttori e dei sostegni delle linee elettriche aeree;
- l'impedenza transitoria dei contrappesi di tipo radiale dei sostegni delle linee elettriche aeree e i fenomeni di ionizzazione del terreno nell'intorno dei dispersori di tipo concentrato;
- i fenomeni fisici alla base del processo di scarica in aria ai capi delle catene di isolatori con dispositivi di guardia a racchetta, e ai capi delle catene di isolatori con corna spinterometriche, per sovratensioni impulsive di origine atmosferica;
- l'impedenza d'onda e la velocità di propagazione dei sostegni delle linee elettriche aeree e del palo gatto di stazione, nei riguardi delle sovratensioni di origine atmosferica;
- gli effetti legati a capacità e induttanze parassite, nella modellazione delle apparecchiature di stazione e del macchinario statico di potenza;
- il comportamento non lineare degli scaricatori di sovratensione ad ossidi metallici e la dipendenza della tensione residua dal fronte dell'onda di corrente.

Con l'ausilio dei modelli sviluppati, è stata effettuata una valutazione del tasso di guasto per scarica di ritorno di una linea elettrica aerea 132-150 kV in terreni a resistività medio-alta, nonché una verifica del coordinamento dell'isolamento nei riguardi delle sovratensioni di origine atmosferica, per la sezione 132-150 kV di una tipica stazione di trasformazione 380/132-150 kV. I risultati ottenuti con l'ausilio dei nuovi modelli sono in linea con le conclusioni di precedenti studi ENEL-CREL e CESI, e con i ritorni di esercizio Terna. Gli studi effettuati hanno messo in evidenza, inoltre, la maggiore efficacia degli scaricatori di sovratensione ad ossidi metallici in arrivo linea, in luogo delle tradizionali corna spinterometriche sugli armamenti di amarro al palo gatto di

stazione, nonostante non sia sempre garantito un perfetto coordinamento tra gli scaricatori in arrivo linea e quelli a protezione delle macchine.

Sebbene gli studi di coordinamento dell'isolamento siano stati effettuati con il metodo deterministico già adottato in passato da ENEL per la definizione dei livelli di isolamento della rete elettrica italiana, tuttavia i nuovi modelli implementati in ATP-EMTP possono essere impiegati anche per la valutazione del tasso di guasto dei componenti delle stazioni, con l'ausilio del metodo statistico previsto dalla normativa sul coordinamento dell'isolamento.